МИНИСТЕРСТВО ВЫСШЕГО ОБРАЗОВАНИЯ СССР

МОСКОВСКИЙ ОРДЕНА ЛЕНИНА АВИАЦИОННЫЙ ИНСТИТУТ
имени СЕРГО ОРДЖОНИКИДЗЕ

А. И. БЕРТИНОВ и Г. А. РИЗНИК

ПРОЕКТИРОВАНИЕ АВИАЦИОННЫХ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ МАШИН ПОСТОЯННОГО ТОКА

УЧЕБНОЕ ПОСОБИЕ

ГОСУДАРСТВЕННОЕ
ИЗДАТЕЛЬСТВО ОБОРОННОЙ ПРОМЫШЛЕННОСТИ
Москва 1958

Замеченные опечатки

Стр.	Строка	Напечатано	Следует читать
20	2 сверху	$J = D^4 l$	$J \equiv D^4 l$
22	18 снизу	неизменности поля	неизменности знака поля под полюсом
24	фиг. 2. 7	на фиг. 2.7 нижняя кривая — IV	
51	2 сверху в числителе	10^{-8}	10^8
54	6 сверху	$\frac{\Phi_z}{S_{zk}} = B'_{zk}$	$\frac{\Phi_t}{S_{zk}} = B'_{zk}$
61	10 снизу	формуле (5. 8),	формуле (5. 7),
62	формула (5. 15) в числителе	F	$F_в$
63	формула (5. 17) в числителе	U	U^2
72	1 сверху	или $p_ш = p$	или $p_ш < p$
83	3 сверху	в стыках цепи	в цепи
86	формула (7. 12)	$G_{м.д} = 9,1 \cdot 2 p_д w_д k_д a_д l_{ср.д} \times \times S_д 10^{-3}$ [*кг*] (7. 12)	$G_{м.д} = 9,1 \cdot w_д k_д a_д l_{ср.д} S_д \times \times 10^{-3}$ [*кг*] (7. 12) и $G_{м.к} = 9,1 \cdot 2 p z_к l_{ср.к} S_к \times \times 10^{-3}$ [*кг*] [7. 12a]
90	8 снизу	фиг. 8. 4	фиг. 8. 1
94	формула (8. 24)	$M_{дв} = M_с =$	$M_{дв} - M_с =$
115	подпись под фиг. 10. 1	d'_{min} и d'_{max}	d''_{min} и d''_{max}
153	формула (11. 5)	$\approx 2,5$	$\approx 1,9$
195	8 снизу	$0,85 \sigma_s$	$0,80 \sigma_s$
196	7 снизу	(фиг. 13. 2, *б*)	(фиг. 13. 2, *в* и *г*)
196	6 снизу	(фиг. 13. 2, *в*)	(фиг. 13. 2, *е* и *д*)
214	17 сверху	— консоли	— радиус центра тяжести консоли
221	формула (13. 49) в числителе	$P_{р.а}$	$P'_{р.а}$
225	3 сверху	$P_{о.ц}$	$P'_{о.ц}$
238	9 сверху	по (13. 93)	по (13. 92)
240	10 снизу	=8500 *кг/см*²	= 8500 *кг*
318	10 сверху	$= 0,5 \vartheta_{в.ср}$	$= 0,5 \vartheta_в$
359	6 колонка 5 снизу	12600	10350
392	14 сверху	$\delta_2 = 0,35$	$\delta_2 = 0,45$

Заказ 695/8373

В книге излагаются методы электромагнитных, тепловых и вентиляционных расчетов авиационных электрических машин постоянного тока (генераторов и двигателей), основные элементы конструкции этих машин и механический расчет деталей. Приводятся рабочие чертежи и примерные расчеты основных элементов конструкций, а также данные для проектирования.

Книга предназначена для студентов электромеханических специальностей высших авиационных учебных заведений в качестве пособия при курсовом и дипломном проектировании.

Редактор канд. техн. наук **В. Н. Истратов**

Зав. редакцией инж. *А. С. Займовская*

ПРЕДИСЛОВИЕ

Электрические машины постоянного тока широко применяются в авиации. Они стали неотъемлемой частью электросистемы летательного аппарата и практически всех систем авиационной автоматики.

Советское авиационное электромашиностроение достигло высокого уровня развития. Разработаны и выпускаются многие типы авиационных электрических машин постоянного тока. Проектирование авиационных электрических машин является важнейшей частью подготовки студентов к их будущей деятельности в качестве инженеров-электромехаников.

Книга «Проектирование авиационных электрических машин постоянного тока» содержит материалы, рекомендуемые кафедрой авиационных электрических машин для использования при курсовом и дипломном проектировании.

В первом разделе книги приводятся основные соображения по выбору главных размеров и излагаются общие методы расчета авиационных электрических машин постоянного тока. Рекомендуемые электромагнитные и механические нагрузки учитывают особенности режима работы авиационных электрических машин и систему их охлаждения.

Учитывая широкое применение электродвигателей для систем автоматики, приведена схема расчета электромагнитной муфты торможения.

Во втором разделе книги приводится краткое описание конструкции некоторых основных типов авиационных электрических машин постоянного тока и излагается механический расчет основных элементов конструкции; особое внимание уделено коллектору, который определяет работоспособность всей машины.

Приводятся также необходимые справочные данные по материалам, щеткам, подшипникам и др. с учетом условий работы авиационных электрических машин.

В третьем разделе книги изложены основы вентиляционного и теплового расчета авиационных электрических машин для работы в высотных условиях.

Второй и третий разделы могут быть использованы также при проектировании машин переменного тока.

В четвертом разделе приводятся два примерных расчета, в которых применена изложенная ранее методика электромагнитных расчетов.

Первый и четвертый разделы написаны авторами совместно, разделы второй и третий написаны А. И. Бертиновым.

Авторы выражают благодарность Ф. И. Голгофскому за помощь в работе над книгой.

Все замечания по книге будут приняты авторами с благодарностью.

ВВЕДЕНИЕ

Электрические машины постоянного тока нашли широкое применение в авиации. На летательном аппарате они используются как в качестве источников питания — генераторов, так и в качестве электродвигателей для привода различных механизмов.

Общая установленная мощность источников постоянного тока на самолете с несколькими двигателями в настоящее время достигает 100 *квт* и имеет тенденцию к дальнейшему росту. Максимальная мощность одного современного авиационного генератора постоянного тока достигает 30 *квт*. Авиационные генераторы постоянного тока, как правило, приводятся во вращение главными авиадвигателями. Аварийные генераторы, являющиеся источниками питания бортовой сети при выходе из строя основных генераторов, приводятся во вращение вспомогательными двигателями.

В СССР применяется серия генераторов постоянного тока ГСР (что означает «Генератор самолетный с расширенным диапазоном скоростей вращения») со шкалой номинальных мощностей 1000, 1500, 3000, 6000, 9000, 12000 и 18000 *вт*. Возбуждение авиационных генераторов, как правило, параллельное. Все генераторы, за исключением ГС-1000, охлаждаются продувом через генератор забортного воздуха. Генераторы ГС-1000 и ГС-1500 охлаждаются с помощью встроенного вентилятора, причем ГС-1500 при продуве дает мощность 1500 *вт*, а при самовентиляции—1000 *вт*.

Авиационные генераторы иногда применяются в качестве стартер-генераторов. В этом случае они в период запуска авиадвигателя используются как электродвигатели стартеров, а затем переключаются для работы в режиме генератора. Стартер-генераторы выполняются со смешанным возбуждением.

На современном самолете устанавливается более двухсот электродвигателей постоянного тока мощностью от долей ватта до 5÷10 *квт*. Электродвигатели используются для привода различных механизмов: механизма посадочных щитков, подвижных стабилизаторов, воздушных тормозных решеток, створок капотов на самолетах с двигателями воздушного охлаждения, заслонок масляных и водяных радиаторов, посадочных выпускных фар, убирающегося шасси, бензо- и маслопомп, стрелково-пушечного вооружения, механизма воздушных винтов изменяемого шага, а также используются в качестве стартеров для запуска авиадвигателей.

Авиационные электродвигатели соединяются с исполнительными механизмами, как правило, посредством редуктора и муфты сцепления. Иногда муфта сцепления включает и тормозное устройство; тогда она носит название муфты сцепления — торможения. Тормозное устройство применяется для уменьшения выбега исполнительного механизма после выключения электродвигателя. С масло- и бензопомпами электродвигатели обычно соединяются непосредственно, без муфты и редуктора.

В зависимости от режима работы электродвигатели постоянного тока делятся на двигатели длительного, кратковременного и повторно-кратковременного режима. Наибольшее применение в авиации находят электродвигатели повторно-кратковременного и кратковременного режимов работы.

С режимом работы связан выбор схемы возбуждения электродвигателей, который в основном определяется требованиями к их характеристикам. Так, например, электродвигатель повторно-кратковременного режима работы с частыми пусками целесообразно выполнить с последовательным возбуждением или, если требуется «жесткая» характеристика,—с параллельным возбуждением и небольшим количеством последовательных витков для облегчения пуска. Электродвигатели длительного режима работы за небольшим исключением выполняются с параллельным возбуждением.

Авиационные электрические машины, в том числе и машины постоянного тока, принципиально не отличаются от электрических машин, применяемых в наземных установках. Однако относительный вес (*кг/квт*) авиационных электрических машин значительно ниже чем у электрических машин наземных установок (табл. 1. 1).

Таблица 1

Сопоставление некоторых показателей авиационных и наземных электрических машин

Показатель	Типы электрических машин					
	Индукционные		Синхронные		Постоянного тока	
	наземные	авиационные	наземные	авиационные	наземные	авиационные
Мощность $P_н$ *квт*	1	1	15	15	25	25
Число полюсов	4	4	4	6	4	8
Частота в *гц*	50	400	50	400	66,7*	267*
Относительный полный вес в *кг/квт*	16	2,0	17,3	1,3	13,2	2
Соотношение весов	8,0		13,3		6,6	

* Частота перемагничивания в якоре машины.

Уменьшение относительного веса авиационных электрических машин по сравнению с наземными объясняется:

а) значительно меньшим по сравнению с наземными электрическими машинами сроком службы, поэтому в авиационных электрических машинах допускаются повышенные значения электрических, тепловых и механических нагрузок;

б) увеличением быстроходности машин, что стало возможным также вследствие уменьшения срока службы;

в) применением высококачественных изоляционных, магнитных и конструкционных материалов, что позволило повысить электрические, магнитные, тепловые и механические нагрузки;

г) применением обмоточных проводов с относительно более тонкой изоляцией (ПЭЛШО, ПЭВ, ПЭВП, ПШД вместо ПЭЛБО и ПБД);

д) применением более интенсивного охлаждения электрических машин.

Однако уменьшение относительного веса авиационных электрических машин в результате увеличения нагрузок приводит к повышению потерь в них и, следовательно, к снижению их к. п. д. При чрезмерном уменьшении к. п. д. растет «полетный» к. п. д., а следовательно, и «полетный» вес электрических машин, что необходимо учитывать при расчете машин длительного режима работы.

Проектирование электрической машины—аналитически неопределенная задача. Количество неизвестных всегда превосходит число уравнений, которые можно составить для их определения.

Проектирование электрической машины охватывает довольно сложный комплекс проблем: электрических, магнитных, тепловых, вентиляционных и механических. При проектировании следует стремиться к оптимальному использованию всех примененных материалов в электромагнитном, тепловом и механическом отношениях, что особенно важно для авиационных электрических машин.

Использование материалов в узком смысле слова характеризуется плотностью тока в обмотках, величиной магнитной индукции в стали магнитопровода и окружной скоростью вращающихся частей машины. Однако в практике электромашиностроения применяют косвенные показатели использования материала, а именно:

электрическая нагрузка поверхности якоря характеризуется линейной нагрузкой A, которая для современных авиационных электрических машин колеблется в широких пределах и достигает 500 *а/см*;

магнитная нагрузка характеризуется значением магнитной индукции в воздушном зазоре B_δ, которая колеблется в широких пределах в зависимости от мощности машины и в больших машинах достигает 8000÷9000 *гс*;

тепловая нагрузка характеризуется удельными потерями (*вт/см*^{2}), т. е. количеством потерь в ваттах, приходящихся на 1 *см*^{2} поверхности якоря, катушек возбуждения, коллектора, корпуса; удельные потери также колеблются в широких пределах для машин различной мощности и различных режимов работы, типа изоляции и системы

охлаждения, достигая 10 $вт/см^2$ (в дальнейшем будет показано, что удельные потери якоря пропорциональны произведению линейной нагрузки на плотность тока в обмотке якоря);

механическая нагрузка характеризуется окружной скоростью вращающихся частей машины (*м/сек*), причем в современных электрических машинах постоянного тока предельной считается окружная скорость порядка 60 *м/сек.*

Перед конструктором электрических машин могут быть поставлены следующие задачи:

а) проектирование серии однотипных машин различных мощности и скорости вращения;

б) проектирование отдельной машины нового типа;

в) проектирование уникальной машины известного типа;

г) проектирование отдельной машины с использованием существующих штампов для изготовления пакета;

д) пересчет существующей машины на измененные напряжение, скорость вращения, мощность;

е) поверочный расчет машины по известным размерам для определения ее параметров.

В первых трех задачах определяются основные размеры машины, в остальных задачах—основные размеры известны.

Методы проектирования серии однотипных электрических машин, особенно для наземных установок, значительно отличаются от методов проектирования отдельной машины.

Учитывая условия производства и эксплуатации, а также количественный выпуск машин при проектировании серии приходится несколько отступать от выбора оптимальных размеров машин. Наоборот, при проектировании отдельной машины, особенно предназначенной для массового производства, необходимо стремиться к наилучшему использованию материалов электрической машины. В настоящей работе дана методика проектирования только отдельной машины; проектирование серии машин не рассматривается.

В практике отечественного электромашиностроения проектирование электрических машин разделяется на три этапа: составление эскизного, технического и рабочего проектов.

Эскизный проект состоит из электрического, теплового, вентиляционного и механического расчетов и конструктивной схемы всей машины, а также узлов, являющихся принципиально новыми для данного проекта.

Технический проект включает разработку рабочих чертежей машины, изготовление и испытание опытных образцов, корректировку расчетов по опытным данным и технико-экономическое обоснование конструкции и технологии с учетом изготовления и испытания опытных образцов.

После утверждения технического проекта производится детальная разработка рабочих чертежей, технологии и оснащения производства, что и составляет содержание рабочего проекта.

Курсовой проект по программе и объему является эскизным проектом. Студент должен, используя полученные знания по теории

и проектированию электрических машин, а также по технологии и экономике их производства, самостоятельно спроектировать электрическую машину, удовлетворив многообразным и подчас противоречивым требованиям, как, например, требованиям минимального веса и высокого к. п. д.; надежности в работе и простоты конструкции и изготовления и т. д.

Электрическая машина должна быть построена с применением стандартных материалов, деталей и узлов конструкции, должна быть технологичной и экономичной, полностью соответствовать техническому заданию и надежно работать в самых различных условиях полета.

РАЗДЕЛ I

ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫЕ РАСЧЕТЫ АВИАЦИОННЫХ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ МАШИН ПОСТОЯННОГО ТОКА

Глава I.

ТЕХНИЧЕСКИЕ ТРЕБОВАНИЯ

§ 1. УСЛОВИЯ РАБОТЫ АВИАЦИОННЫХ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ МАШИН

Авиационные электрические машины, в том числе и машины постоянного тока, должны нормально работать в следующих условиях: температура окружающей среды от —60 до +50° C, относительная влажность окружающей среды до 98%, вибрация мест крепления с частотой 3200 периодов в минуту, кратковременная тряска мест крепления с частотой 900 периодов в минуту (могут быть предъявлены и более жесткие требования).

Из вышеперечисленных требований видно, что авиационные электрические машины работают в тяжелых и сложных условиях. В самом деле, с увеличением высоты уменьшаются давление и плотность воздуха, а это ведет к ухудшению условий охлаждения электрических машин. При изменении давления, температуры и влажности окружающей среды изменяется электрическая и механическая прочность материалов, из которых выполнены машины. При подъеме на высоту увеличивается время горения дуги, а следовательно, ухудшается коммутация; кроме того, вследствие уменьшения плотности воздуха плохо восстанавливается оксидная пленка на коллекторе, что приводит к резкому увеличению износа щеток (например, на высоте 10000 *м* износ обычных щеток в 30 раз больше, чем на земле). При низких температурах из-за замерзания смазочных веществ создаются большие моменты сопротивления, что приводит к перегрузке электродвигателей и т. д.

Работа электрических машин в условиях вибрации и тряски может привести к ослаблению сочленения отдельных узлов и деталей, нарушению пайки монтажных проводов, ухудшению коммутации и т. д.

Из сказанного выше следует, что при проектировании авиационных электрических машин необходимо учитывать те специфические условия, в которых они работают. Например, во избе-

ание чрезмерного износа щеток на высоте необходимо применять специальные высотные щетки; для обеспечения работы электродвигателей при низких температурах — рассчитывать их на относительно больший пусковой момент; для нормальной работы в условиях вибрации и тряски — принимать специальные меры, чтобы обеспечить надежную работу узлов машины в этих условиях, например, выбирать более плотные посадки, специальные крепления и т. д., предусматривать для уменьшения искрения повышенные удельные давления щеточных пружин и специальную конструкцию щеткодержателей и щеток.

§ 2. ТЕХНИЧЕСКИЕ ТРЕБОВАНИЯ К АВИАЦИОННЫМ ЭЛЕКТРИЧЕСКИМ МАШИНАМ

Кроме общих требований, предъявляемых ко всему авиационному электрооборудованию, к авиационным электрическим машинам постоянного тока предъявляется ряд специальных технических требований.

Основные технические требования к авиационным генераторам постоянного тока

а) При нормальном атмосферном давлении после работы генератора в номинальном режиме температура обмотки якоря не должна превышать 155° С, обмоток возбуждения и дополнительных полюсов — 155° С, коллектора — 175° С.

б) Генератор должен выдерживать перегрузку по току 150% номинального тока в течение 2 мин. и 200% номинального тока в течение 5 сек.

в) Генератор должен выдерживать повышение скорости вращения на 20% сверх максимальной в течение 2 мин.

г) Обмотки, коллектор, щеткодержатели и токоподводящие соединения должны выдерживать в нагретом состоянии испытание электрической прочности изоляции (по отношению к корпусу) переменным током с частотой 50 *гц* в течение 1 мин. при напряжении 500 *в* для генераторов с номинальным напряжением 30 *в* и при напряжении 1000 *в*—для генераторов с номинальным напряжением до 60 *в*.

д) Сопротивление изоляции генератора после испытания в нагретом состоянии на влагостойкость (в течение 48 час. при относительной влажности окружающего воздуха 98%) должно быть не менее 1 *мгом*.

е) Корпус генератора сопрягается с приводным механизмом при помощи фланца. Конструкция и размеры выступающего конца вала должны соответствовать требованиям ГОСТ или ТУ.

ж) Вал генератора должен быть выполнен гибким.

К отдельным типам авиационных генераторов могут быть предъявлены специальные дополнительные требования, например:

к способу охлаждения — продув или самовентиляция или то и

другое вместе (в генераторах с продувом вентилятор ставится для обеспечения работы генератора на земле без продува), жидкостное охлаждение и т. д.;

к установке в произвольном, горизонтальном или вертикальном положениях и т. д.

Кроме того, генератор может быть использован в качестве стартера для запуска авиадвигателей от бортовых аккумуляторов или аэродромных источников. К таким генераторам предъявляется целый ряд специальных требований.

Основные технические требования к авиационным электродвигателям постоянного тока

а) Отклонение скорости электродвигателя от номинального значения при номинальном напряжении и нормальной температуре окружающей среды должно быть не более ±10%.

б) При нормальном атмосферном давлении после работы электродвигателя в номинальном режиме температура его частей не должна превышать: обмотки якоря 155° С, обмоток возбуждения 155° С, коллектора 175° С.

в) Обмотки, коллектор, щеткодержатели и токопроводящие соединения должны выдерживать в нагретом состоянии испытание электрической прочности изоляции по отношению к корпусу переменным током с частотой 50 *гц* в течение 1 мин. при напряжении 500 *в* — для двигателей с номинальным напряжением до 30 *в* и при напряжении 1000 *в* — для двигателей с номинальным напряжением до 60 *в*.

г) Сопротивление изоляции двигателя после испытания в нагретом состоянии на влагостойкость (в течение 48 час. при относительной влажности окружающего воздуха 98%) должно быть не менее 1 *мгом*.

д) Корпус двигателя сопрягается с механизмом при помощи фланца, размер которого должен соответствовать ГОСТ или требованиям ТУ.

в) Конструкция и размеры выступающего конца вала должны соответствовать ГОСТ.

Кроме того, к каждому типу авиационных электродвигателей могут быть предъявлены специальные требования, как-то:

к конструктивному исполнению — закрытый, открытый, герметичный, взрывобезопасный и т. д.;

к способу охлаждения — самовентиляция, внутренняя или наружная, принудительное охлаждение, жидкостное охлаждение и т. д.;

к способу установки электродвигателя на летательном аппарате — в произвольном, горизонтальном или вертикальном положениях.

§ 3. ОСНОВНЫЕ ИСХОДНЫЕ ДАННЫЕ ДЛЯ ПРОЕКТИРОВАНИЯ

Для генератора.

1. Мощность генератора $P_н$.
2. Напряжение U.
3. Скорость вращения n.

4. Система возбуждения.

5. Максимальная мощность, рассеиваемая угольным столбом регулятора напряжения, $P_{у\,max}$.

6. Пределы изменения сопротивления угольного столба регулятора напряжения $R_{у\,max}$ и $R_{у\,min}$.

7. Режим работы.

8. Перегрузочная способность.

9. Высотность и температура окружающей среды.

10. Условия охлаждения.

11. Коэффициент полезного действия.

12. Вес и габариты.

Для двигателя.

1. Полезная мощность на валу двигателя $P_ц$.

2. Напряжение сети U.

3. Скорость вращения n.

4. Режим работы электродвигателя.

5. Система охлаждения.

6. Коэффициент полезного действия или потребляемый электродвигателем ток I.

7. Тип возбуждения.

8. Кратность пускового момента $m_п$.

9. Кратность пускового тока $i_п$.

10. Коэффициент добротности пуска $k_п = \frac{m_п}{i_п}$.

11. Система и диапазон регулирования скорости вращения.

12. Время разгона и время торможения двигателя.

13. Вес и габариты.

Глава II

ОСНОВНОЕ РАСЧЕТНОЕ УРАВНЕНИЕ

§ 1. ВЫВОД ОСНОВНОГО РАСЧЕТНОГО УРАВНЕНИЯ

Главные размеры электрической машины — диаметр якоря D и его расчетная длина l определяют размеры и конструкцию всех элементов машины, а также ее весовые, экономические, производственные и эксплуатационные характеристики.

Главные размеры машины определяются из основного расчетного уравнения электрической машины, которое устанавливает зависимость размеров D и l от мощности, скорости вращения и нагрузок электрической и магнитной цепей машины — линейной нагрузки A и индукции в воздушном зазоре B_δ.

Основное расчетное уравнение машины постоянного тока может быть получено из выражения электромагнитной мощности:

$$P_э = EI_я \cdot 10^{-3} \ [квт], \qquad (2.1)$$

где E — электродвижущая сила якоря в $в$;

$I_я$ — ток обмотки якоря в $а$.

Преобразуем это уравнение, подставив значения E и $I_я$. Как известно, э. д. с. обмотки якоря

$$E = \frac{p}{a}\frac{N}{60} n\Phi 10^{-8} \ [в]. \qquad (2.2)$$

Значение тока $I_я$ обмотки якоря получают из выражения линейной нагрузки якоря

$$A = \frac{NI_я}{2a\pi D}. \qquad (2.3)$$

В этих уравнениях
N — общее число проводников обмотки якоря;
p — число пар полюсов машины;
a — число пар параллельных ветвей обмотки якоря;
Φ — магнитный поток в воздушном зазоре машины;
D — диаметр якоря в *см*.

Значение магнитного потока Φ можно выразить через индукцию в воздушном зазоре машины B_δ и размеры машины D и l:

$$\Phi = B_\delta \alpha \tau l \ [мксв], \qquad (2.4)$$

где α — коэффициент полюсной дуги;
τ — полюсное деление в *см*;

$$\tau = \frac{\pi D}{2p}. \qquad (2.5)$$

Подставив указанные величины в уравнение (2.1), получают *основное расчетное уравнение* машины постоянного тока:

$$\frac{D^2 l n}{P_э} = \frac{6{,}1 \cdot 10^{11}}{\alpha A B_\delta}. \qquad (2.6)$$

Правую часть уравнения (2.6) можно считать в первом приближении постоянной величиной, так как для данного типа машин линейная нагрузка A, магнитная индукция в воздушном зазоре B_δ и коэффициент полюсного перекрытия α изменяются в небольших пределах.

Выражение (2.6) принято называть *машинной постоянной* и обозначать буквой C:

$$\frac{D^2 l n}{P_э} = \frac{6{,}1 \cdot 10^{11}}{\alpha A B_\delta} = C. \qquad (2.6a)$$

Уравнение (2.6*а*) можно представить в несколько ином виде:

$$\frac{D^2 l}{\frac{P_э}{n}} = C. \qquad (2.6б)$$

Так как числитель левой части уравнения (2.6*б*) пропорционален объему якоря, а знаменатель — электромагнитному моменту $M_э$, то машинная постоянная пропорциональна объему якоря, приходящемуся на единицу электромагнитного момента, т. е.

$$C \equiv \frac{D^2 l}{M_э},$$

где

$$M_э \equiv \frac{P_э}{n}.$$

Таким образом, *величина машинной постоянной характеризует степень использования объема машины.*

Машинная постоянная C фактически непостоянна; она уменьшается с увеличением мощности машины. Снижение машинной постоянной при увеличении мощности машин объясняется тем, что в машинах большей мощности допустимы большие значения A и B_δ, о чем будет сказано ниже.

Величина, обратная машинной постоянной C,

$$\sigma_к = \frac{1}{C} \tag{2.6в}$$

называется *коэффициентом использования электрической машины.*

Из основного расчетного уравнения, если записать его в виде

$$\frac{\frac{P_э}{n}}{D^2 l} = \sigma_к \tag{2.6г}$$

или

$$\frac{\frac{P_э}{nD}}{Dl} = \sigma_к, \tag{2.6д}$$

где $\frac{P_э}{nD}$ пропорционально $\frac{M_э}{D}$ или тяговому усилию поверхности якоря, а Dl — площади активной поверхности якоря, следует, что *коэффициент использования есть величина, пропорциональная тяговому усилию единицы активной поверхности якоря.*

Электрические и магнитные нагрузки (A и B_δ)

Из основного расчетного уравнения (2. 6) следует, что чем больше электромагнитная нагрузка (AB), тем меньше размеры якоря:

$$\frac{D^2 l n}{P_э} \equiv \frac{1}{AB_\delta}. \tag{2.6е}$$

Однако увеличение A и B_δ ограничивается тем, что возрастают потери в меди и стали, увеличивается перегрев и снижается коэффициент полезного действия машины.

При данном постоянном значении электромагнитной нагрузки $AB_\delta = \text{const}$ можно построить бесконечное количество машин с различными соотношениями A и B_δ. Рассмотрим два предельных случая, предполагая, что плотность тока в обмотках и магнитная индукция в стали в обоих случаях одинаковы.

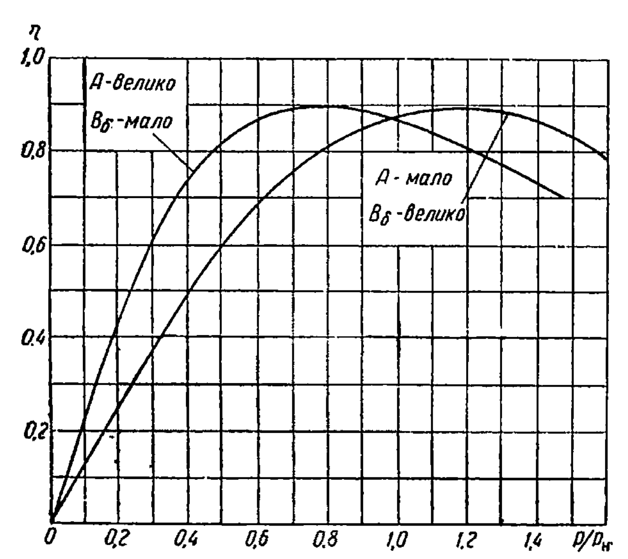
1. Магнитная индукция в воздушном зазоре велика (большой магнитный поток в машине), следовательно, линейная нагрузка мала

(мало число проводов в обмотке якоря N); в этом случае получают так называемую «стальную машину».

2. Магнитная индукция в воздушном зазоре мала (мал магнитный поток), следовательно, линейная нагрузка велика (число проводов якоря велико); в этом случае получают так называемую «медную машину».

В первом случае:

а) пропорционально увеличению B_δ растут сечение, объем и вес магнитопровода, растут объем и вес обмотки возбуждения, в результате чего увеличивается наружный диаметр машины, а следовательно, и ее вес.



Фиг. 2. 1. Влияние соотношения A и B_δ на характер к. п. д.

Сечение, объем и вес меди обмотки якоря при этом уменьшаются, так как уменьшается линейная нагрузка A;

б) растут потери в стали (потери холостого хода), а потери в меди (нагрузочные потери) падают. Это приводит к тому, что зависимость к. п. д. от нагрузки меняет свой характер и наибольшее значение к. п. д. смещается в сторону больших значений нагрузки, что нецелесообразно для машин, работающих с недогрузкой, как это имеет место в авиационных электросистемах (фиг. 2. 1).

Во втором случае:

а) сечение, объем и вес меди обмотки якоря растут пропорционально увеличению A; сечение, объем и вес магнитопровода уменьшаются, в результате чего общий вес машины снижается;

б) ухудшается коммутация машины, так как величина реактивной э. д. с. в короткозамкнутой секции пропорциональна линейной нагрузке;

в) растет реакция якоря машины, а следовательно, и вес меди обмотки возбуждения главных и дополнительных полюсов;

г) растут потери и нагрев обмотки якоря, а следовательно, снижаются к. п. д. и перегрузочная способность машины. Наибольшее значение к. п. д. смещается в сторону меньших нагрузок (см. фиг. 2. 1).

Можно показать, что удельные потери g в обмотке якоря пропорциональны произведению плотности тока $j_я$ в обмотке якоря на линейную нагрузку A.

Очевидно, удельные потери якоря есть потери в обмотке якоря, отводимые единицей площади внешней поверхности якоря:

$$g=\frac{I_я^2 R_я \frac{l}{l_{ср\,1/2}}}{\pi D l}=\frac{I_я^2 R_я}{\pi D l_{ср\,1/2}}, \qquad (2.7)$$

где $l_{ср\,1/2}$ — средняя длина полувитка обмотки якоря;
$R_я$ — сопротивление обмотки якоря.

$$R_я=\rho\frac{N l_{ср\,1/2}}{S_я(2a)^2}; \qquad (2.8)$$

здесь N — число проводов обмотки якоря;
$S_я$ — сечение меди обмотки якоря;
$2a$ — число параллельных ветвей обмотки якоря;
ρ — удельное сопротивление проводника.

Подставив (2. 8) в (2. 7) и учитывая, что согласно (2. 3) ток якоря

$$I_я=\frac{A2a\pi D}{N}$$

и сечение меди обмотки определяется допустимой плотностью тока в ней, т. е.

$$S_я=\frac{I_я}{2a j_я},$$

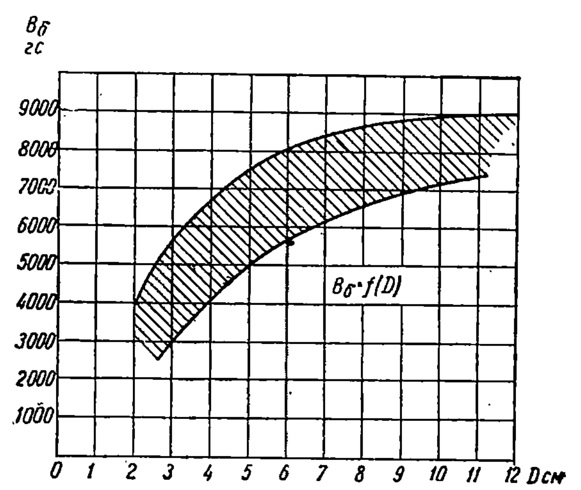
получают $g=\rho A j_я$.

Практикой авиационного электромашиностроения установлены оптимальные значения электромагнитных нагрузок A и B_δ для машин различной мощности (диаметра). Кривые A и B_δ в зависимости от диаметра авиационных машин постоянного тока, работающих в длительном режиме, даны на фиг. 2. 2 и 2. 3.

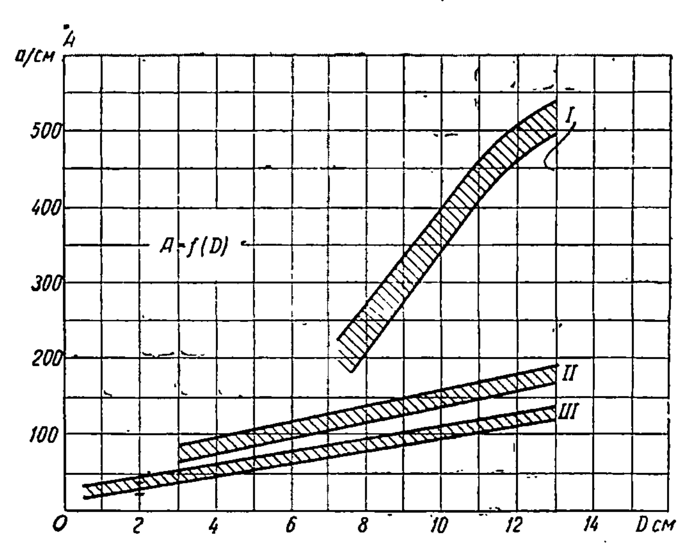
Как видно из этих кривых, с увеличением мощности (диаметра) машины значения A и B_δ возрастают, а следовательно, машинная постоянная уменьшается, и коэффициент использования возрастает.

Возможность увеличения электромагнитной нагрузки (AB_δ) с возрастанием мощности объясняется, во-первых, тем, что с ростом мощности (диаметра) машины улучшается использование пазового слоя и междуполюсного пространства машины за счет уменьшения сужения зубцов (фиг. 2. 4) и относительного уменьшения изоляции

(последнее, кроме того, улучшает теплоотдачу машины) и, во-вторых, тем, что вследствие увеличения электромагнитной нагрузки ухудшение характеристик машины (коммутации, к. п. д., перегрузочной способности и т. д.) с ростом мощности относительно меньше.



Фиг. 2. 2. Зависимость индукции в воздушном зазоре B_δ от диаметра якоря D авиационных машин постоянного тока.

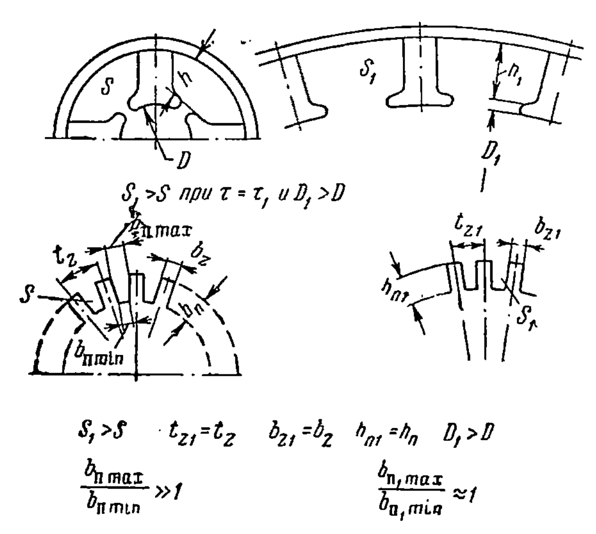


Фиг. 2. 3. Линейная нагрузка $A=f(D)$ авиационных машин постоянного тока длительного режима работы.

I—генераторы с продувом, *II*—генераторы и двигатели с самовентиляцией, *III*—двигатели с естественным охлаждением.

При данной мощности машины значения A и B_δ могут быть повышены путем увеличения качества активных материалов маши-

ны — увеличения магнитной проницаемости и снижения удельных потерь электротехнической стали, повышения теплостойкости, элек-



Фиг. 2.4. Увеличение произведения AB_δ путем лучшего использования пазов и междуполюсного пространства в машинах с большим диаметром.

трической прочности и уменьшения толщины изоляции, а также путем улучшения системы охлаждения машины.

Диаметр и длина якоря

При данном значении машинной постоянной или удельного тягового усилия можно построить бесконечное количество машин с различным отношением

$$\lambda' = \frac{l}{D}, \tag{2.9}$$

отвечающих уравнению (2.6).

Очевидно, необходимо найти такое значение λ', при котором машина, удовлетворяя техническому заданию, имела бы наименьшие размеры, вес и стоимость. Принципиально возможны два предельных случая (фиг. 2.5):

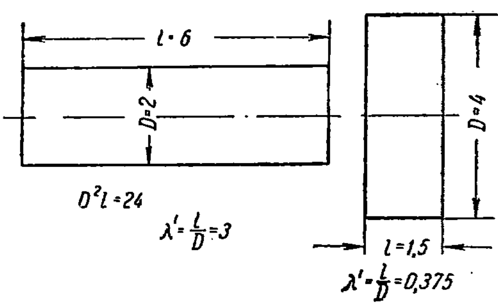
а) большая длина якоря l и малый диаметр D,

б) малая длина якоря l и большой диаметр D.

При бо́льшем отношении $\frac{l}{D}$ весовые и энергетические показатели машины лучше. Это объясняется тем, что при малых диаметрах якоря меньше длина и вылет лобовой (неактивной) части обмотки якоря, а следовательно, меньше вес обмотки и потери в ней. Конструктивный вес (щитов и станины), пропорциональный D^2, также меньше для машины с бо́льшим отношением $\frac{l}{D}$.

Машина большой длины и малого диаметра имеет меньший момент инерции $J=D^4l$ и меньшую окружную скорость.

Однако удлинение машины вызывает снижение интенсивности теплосъема для машин с протяжной аксиальной вентиляцией вследствие того, что возрастают температура охлаждающего воздуха и аэродинамическое сопротивление воздухопровода и при малых D трудно разместить аксиальные вентиляционные каналы. Снижение интенсивности теплосъема заставляет во избежание увеличения перегревов снижать электромагнитную нагрузку, что приводит к увеличению объема и веса машины. Кроме того, удлинение машины вызывает ухудшение пусковых и коммутационных характеристик, снижение использования машины из-за сужения зубцов (что особенно важно для машин малой мощности), увеличение прогиба вала, вследствие чего приходится увеличивать его диаметр и, наконец, увеличение числа ударов штампа при изготовлении пакета.



Фиг. 2.5. Варианты соотношений главных размеров машины.

Существует зона оптимальных значений λ', которая при заданных энергетических показателях соответствует наименьшим весу и стоимости производства машины. Для авиационных машин постоянного тока эта зона лежит в пределах

$$\lambda' = \frac{1{,}25 \div 2{,}5}{p} \qquad (2.9a)$$

или

$$\lambda = \frac{l}{\tau} = 0{,}8 \div 1{,}6. \qquad (2.9б)$$

Однако нужно отметить, что для авиационных электрических машин, особенно генераторов, часто задается либо наружный диаметр, либо длина машины из условий ее размещения, и поэтому при проектировании приходится отступать от этого оптимального значения. Для серии авиационных генераторов постоянного тока мощностью от 1,5 до 25 *квт*

$$\lambda' = \frac{l}{D} = 0{,}65 \div 0{,}92 \quad \text{и} \quad \lambda = \frac{l}{\tau} = 0{,}65 \div 2{,}5.$$

Скорость вращения

Из основного расчетного уравнения (2.6) следует также, что чем выше скорость вращения машины, тем меньше ее размеры и вес, тем лучше условия охлаждения машины. Однако увеличение скорости вращения электрической машины ограничивается: увеличением размеров редуктора при возрастании передаточного отношения;

сроком службы подшипников; ростом потерь в стали и механических потерь, т. е. уменьшением к. п. д.; ухудшением коммутации; ростом механических напряжений во вращающихся частях.

В табл. 2.1 приведены предельные значения окружных скоростей для авиационных и наземных электрических машин. Из этой таблицы видно, что для всех типов авиационных электрических машин допустимые окружные скорости выше на 20—40%, чем у машин общего применения. Как уже было сказано выше, это объясняется тем, что срок службы авиационных машин во много раз меньше срока службы машин общего применения, вследствие чего для них могут быть допущены и бо́льшие механические напряжения во вращающихся частях и бо́льший износ подшипников.

Авиационные генераторы постоянного тока в отличие от генераторов общего применения работают в условиях изменяющейся скорости вращения первичного двигателя. Диапазон изменения скорости вращения первичного двигателя обычно составляет 2,25 : 1 (чаще всего 4000÷9000 об/мин).

Проектирование генератора с таким большим диапазоном изменения скорости вращения представляет значительные трудности. Авиационный генератор большую часть времени работает на так называемой средней эксплуатационной скорости (6000÷7000 об/мин), однако уже при минимальной (или начальной) скорости он должен отдавать полную мощность. Таким образом, генератор, рассчитанный на полную мощность при минимальной скорости, будет сильно недогружен в магнитном отношении при повышенных и особенно при максимальных скоростях. Ток возбуждения при этом должен меняться в очень широких пределах, что усложняет и утяжеляет аппаратуру регулирования. Кроме того, при большом диапазоне изменения скорости вращения трудно обеспечить хорошую коммутацию. При максимальной скорости вращения (до 10000 об/мин) также надежно должны работать подшипники, коллектор и щетки.

Таблица 2.1

Предельные окружные скорости для авиационных и наземных электрических машин в *м/сек*

Тип машин	Индукционные	Синхронные явнополюсные	Постоянного тока
Общего применения	50	50	35
Авиационные	60	60	60

Скорость вращения авиационных электродвигателей обычно лежит в пределах 4000÷12000 об/мин, хотя иногда для привода масло-, бензопомп применяются электродвигатели с номинальной скоростью 2500 об/мин. Электродвигатели для привода компрессоров могут иметь скорость 12000÷15000 об/мин.

Число полюсов

Как известно, общий магнитный поток машины равен произведению $2\Phi p$, где Φ — поток одного полюса. При увеличении числа полюсов поток одного полюса будет уменьшаться, что приведет к уменьшению сечения спинки якоря и ярма, т. е. к уменьшению веса стали; также снизится и вес меди обмотки якоря, так как уменьшатся длина и вылет лобовой части обмотки. Кроме того, при увеличении числа полюсов возрастает число щеточных болтов, а следовательно, сокращается осевая длина коллектора.

С другой стороны, при увеличении числа полюсов увеличиваются стоимость изготовления машины, рассеяние полюсов и напряжение между коллекторными пластинами, уменьшается механическая прочность корпуса при небольших сечениях ярма. Кроме того, у авиационных машин увеличение числа полюсов приводит к возрастанию веса меди обмотки возбуждения. Как будет показано далее (гл. V, § 3), сечение меди обмотки возбуждения $S_в$ пропорционально средней длине $l_{ср.\,в}$ витка обмотки возбуждения, числу полюсов $2p$ и намагничивающей силе (н. с.) F одного полюса:

$$S_в \equiv F 2p l_{ср.\,в}. \qquad (2.10)$$

Так как общий поток машины при изменении числа полюсов остается постоянным, то магнитная индукция в воздушном зазоре также остается постоянной:

$$2\Phi p = 2B_\delta \frac{\pi D}{2p} \alpha l p = \pi\alpha B_\delta l D. \qquad (2.11)$$

Поскольку воздушный зазор в авиационных машинах постоянного тока выбирается чаще всего не из условия неизменности поля, а из механических соображений, то при увеличении числа полюсов воздушный зазор уменьшается незначительно. Н. с. F на один полюс снижается вследствие уменьшения воздушного зазора и реакции якоря, однако полная н. с. возбуждения $2pF$ при этом возрастает. Так как возрастание полной н. с. возбуждения происходит быстрее, чем уменьшение средней длины витка обмотки возбуждения, то сечение, а следовательно, и вес меди обмотки возбуждения возрастают с увеличением числа полюсов.

Практические рекомендации по выбору числа полюсов для машин различных мощностей и скоростей вращения даны на фиг. 2. 10 и 2. 11.

Расчетный коэффициент полюсной дуги

Расчетный коэффициент полюсной дуги α представляет собой отношение расчетной длины дуги полюса b к полюсному делению τ:

$$\alpha = \frac{b}{\tau}. \qquad (2.12)$$

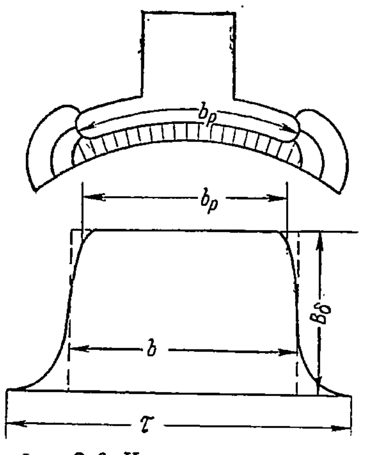
Расчетную длину дуги b и расчетный коэффициент полюсной дуги α отличают от действительной длины дуги полюса b_p и действитель-

ного коэффициента полюсной дуги α_p (фиг. 2. 6). В машинах постоянного тока с прямоугольной кривой поля можно принять

$$b = b_p + 2\delta, \quad (2.12a)$$

где δ — воздушный зазор.

Из основного расчетного уравнения видно, что увеличение α улучшает использование машины. Однако увеличение α ведет, с другой стороны, к увеличению рассеяния полюсов и увеличению реакции якоря. Кроме того, уменьшение междуполюсного расстояния ведет к ухудшению коммутации, так как возрастает э. д. с. от поперечного поля реакции якоря.



Фиг. 2. 6. Кривая поля машины.

Для авиационных машин постоянного тока α лежит в пределах 0,55 ÷ 0,75. В табл. 2. 2 приведены значения α для некоторых типов авиационных электродвигателей постоянного тока. Из таблицы видно, что с ростом мощности α растет, затем, начиная с некоторого значения, уменьшается. Небольшие значения α для машин малой мощности (5 ÷ 100 *вт*) объясняются относительно большой шириной зоны коммутации у таких машин ввиду сравнительно большой ширины щетки. Уменьшение α для мощных машин с большой линейной нагрузкой A вызвано стремлением улучшить условия коммутации (гл. VI, § 2).

Таблица 2.2

Примерные значения α для авиационных электродвигателей постоянного тока

Двигатели мощностью в *вт*	5÷100	100÷500	500÷1000	1000÷3000	3000÷5000	5000÷10000
α	0,55÷0,6	0,6÷0,63	0,63÷0,65	0,65÷0,72	0,72÷0,6	0,67÷0,55

Для авиационных генераторов постоянного тока обычно $\alpha = 0{,}6 \div 0{,}65$

§ 2. ОПРЕДЕЛЕНИЕ ДИАМЕТРА И ДЛИНЫ ЯКОРЯ

Ниже приведен порядок выбора главных размеров машины постоянного тока.

1. Из уравнения (2. 1) подсчитывается значение электромагнитной мощности

$$P_э = EI_я 10^{-3} \ [квт],$$

где

$$E = U \pm \sum \Delta U. \quad (2.13)$$

Знак плюс в (2.13) относится к случаю генератора, а знак минус—к случаю двигателя;

U — номинальное напряжение машины в *в*;

$\Sigma\Delta U$ — сумма падений напряжения в цепи якоря машины

$$\sum \Delta U = \Delta U_{я} + \Delta U_{п} + \Delta U_{д} + \Delta U_{к} + \Delta U_{щ}, \qquad (2.14)$$

где $\Delta U_{я}$ — падение напряжения в обмотке якоря, сопротивление которой $R_{я}$;

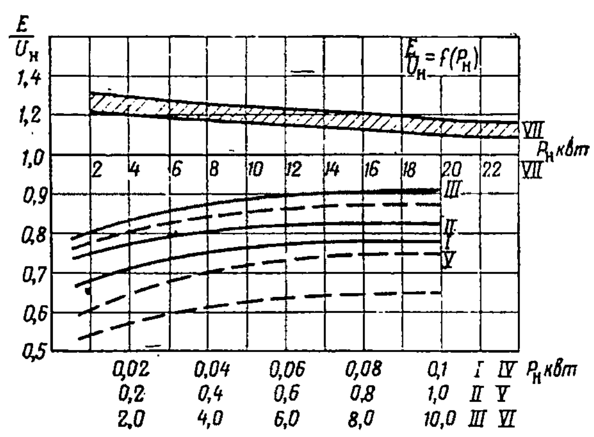
$\Delta U_{в.п}$ — падение напряжения в последовательной обмотке возбуждения, сопротивление которой $R_{п}$;

$\Delta U_{д}$ — падение напряжения в обмотке дополнительных полюсов, сопротивление которой $R_{д}$;

$\Delta U_{к}$ — падение напряжения в компенсационной обмотке, сопротивление которой $R_{к}$;

$\Delta U_{щ}$ — падение напряжения в щеточном контакте.

Однако эти сопротивления, а следовательно, и $\Sigma\Delta U$ пока неизвестны; поэтому предварительно значение E определяется по кривым фиг. 2.7.



Фиг. 2.7. $\frac{E}{U_{н}} = f(P_{н})$ авиационных машин постоянного тока.

I, II, III—двигатели длительного режима работы с естественным охлаждением, *IV, V, VI*—ПКР—КР, *VII*—генераторы.

Ток якоря для машин с последовательным возбуждением

$$I_{я} = I, \qquad (2.15)$$

а для машин с параллельным возбуждением

$$I_{я} = I \pm I_{в}, \qquad (2.15a)$$

где $I_{в}$ — ток возбуждения (знак плюс относится к случаю генератора, знак минус — к случаю двигателя); ток возбуждения для генераторов и двигателей постоянного тока различной мощности определяется по кривым фиг. 2.8.

В уравнениях (2. 15) и (2. 15a) I — ток нагрузки машины. Для генератора он может быть определен как

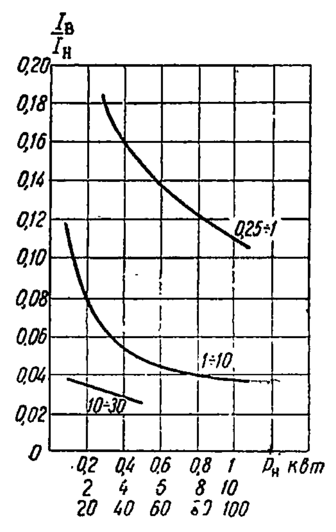
$$I = I_{г} = \frac{P_{н}}{U_{н}}, \tag{2.15б}$$

где $P_{н}$ — номинальная мощность генератора. Для двигателя—это ток, потребляемый им из сети:

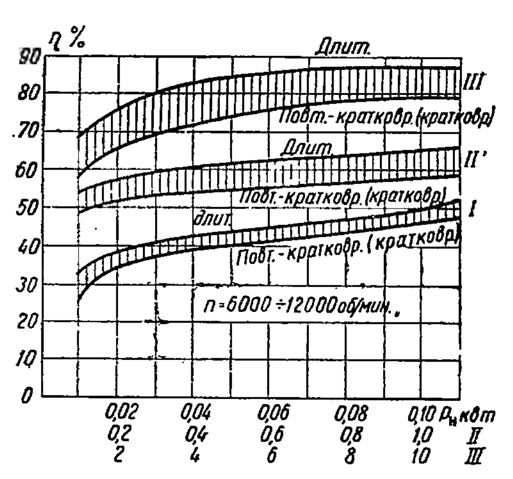
$$I = I_{дв} = \frac{P_{н}}{\eta U}, \tag{2.15в}$$

где $P_{н}$ — номинальная полезная мощность на валу двигателя,
η — коэффициент полезного действия, определяемый по кривым фиг. 2. 9.

2. Далее по кривым фиг. 2. 10 и 2. 11 определяются предварительная величина диаметра якоря D и число полюсов $2p$ на основании отношения $\frac{P_{н}}{n}$.



Фиг. 2. 8. Относительное значение тока возбуждения $\frac{I_{в}}{I_{н}} = f(P_{н})$ для машин постоянного тока с параллельным возбуждением.



Фиг. 2. 9. К. п. д. авиационных электродвигателей постоянного тока.

3. Выбираются электромагнитные нагрузки A и B_{δ}; при этом магнитная индукция в воздушном зазоре B_{δ} выбирается по кривым фиг. 2. 2, а линейная нагрузка A для генераторов и двигателей, работающих в длительном режиме, берется непосредственно из кривых фиг. 2. 3.

Линейная нагрузка электродвигателей кратковременного (КР) и повторно-кратковременного (ПКР) режимов работы определяется по уравнению:

$$A_{ПКР(КР)} = A\sqrt{p_{т}}, \tag{2.16*}$$

Примечание. Обоснование уравнения (2. 16), а также выводы коэффициентов $p_{т}$ для различных режимов даны ниже.

где $p_т$ — коэффициент тепловой перегрузки, который можно подсчитать следующим образом:

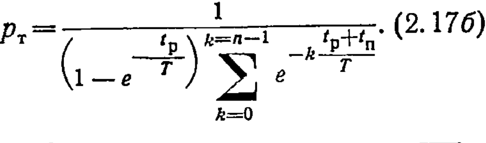
а) кратковременный режим—

$$p_т = \frac{1}{1 - e^{-\frac{t_р}{T}}}, \qquad (2.17)$$

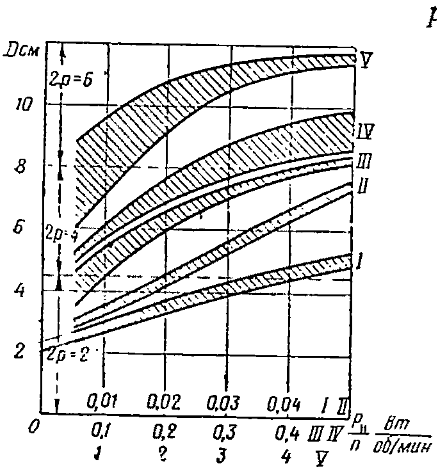
б) повторно-кратковременный режим (ПКР) с неограниченным числом циклов (больше 10) —

$$p_т = \frac{1 - e^{-\frac{t_р + t_п}{T}}}{1 - e^{-\frac{t_р}{T}}}, \qquad (2.17a)$$

в) повторно-кратковременный режим с числом циклов до 10—

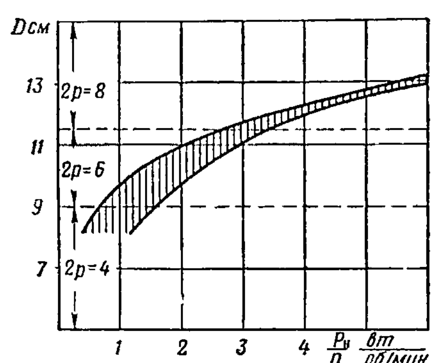


$$p_т = \frac{1}{\left(1 - e^{-\frac{t_р}{T}}\right) \sum\limits_{k=0}^{k=n-1} e^{-k\frac{t_р + t_п}{T}}}. \qquad (2.17б)$$



Фиг. 2. 10. Диаметр якоря авиационных электродвигателей постоянного тока.

I, *IV*, *V*—ПКР с естественным охлаждением, *II*—длительного режима с естественным охлаждением, *III*—длительного режима с самовентиляцией.



Фиг. 2. 11. Диаметр якоря авиационных генераторов постоянного тока.

В уравнениях (2. 17), (2. 17*а*), (2. 17*б*)

$t_р$ — время работы электродвигателя;

$t_п$ — время паузы;

T — постоянная времени нагрева электродвигателя, которую предварительно можно определить по кривой фиг. 2. 12 в зависимости от диаметра якоря D.

4. Из основного расчетного уравнения (2. 6) определяется расчетная длина пакета якоря

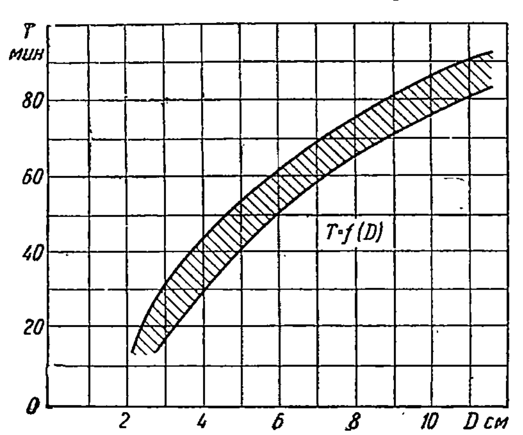
$$l = \frac{6{,}1 \cdot 10^{11} \cdot P_э}{\alpha A B_\delta D^2 n} \ [см],$$

где α — выбирается из табл. 2. 2.

5. Далее производится проверка отношения расчетной длины якоря к полюсному делению

$$\lambda = \frac{l}{\tau},$$

при этом желательно, чтобы оно лежало в пределах 0,8÷1,6.



Фиг. 2.12. Постоянная нагревания машин постоянного тока с естественным охлаждением.

§ 3. ЛИНЕЙНАЯ НАГРУЗКА И ПЛОТНОСТЬ ТОКА ПРИ КРАТКОВРЕМЕННОМ И ПОВТОРНО-КРАТКОВРЕМЕННОМ РЕЖИМАХ РАБОТЫ

Длительным режимом называется такой режим, при котором время работы машины настолько велико, что температура ее достигает установившегося значения $\tau_у$ (фиг. 2.13). Известно, что нарастание температуры нагревающегося однородного тела и убывание температуры охлаждающегося однородного тела происходят по экспоненциальному закону, а именно: при нагревании температура тела

$$\tau = \tau_у \left(1 - e^{-\frac{t}{T}}\right), \tag{2.18}$$

при охлаждении —

$$\tau = \tau_у e^{-\frac{t}{T}}, \tag{2.19}$$

где $\tau_у$ — установившаяся температура тела.

В уравнениях (2.18) и (2.19) T — *постоянная нагревания* и *охлаждения* данного тела. Она равна отрезку на линии установившейся температуры, заключенному между касательной к любой точке экспоненты и перпендикуляром, опущенным на линию установившейся температуры из точки касания (фиг. 2.14).

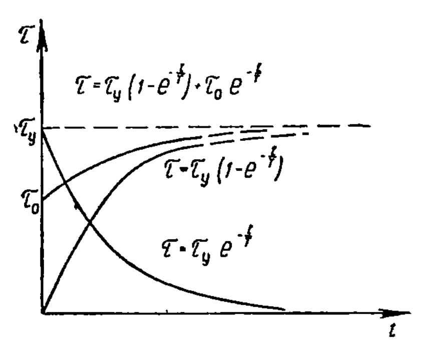
Из уравнения (1.18), если в нем положить $t=T$ следует, что

$$\tau_{t=T} = 0{,}632\tau_у. \tag{2.20}$$

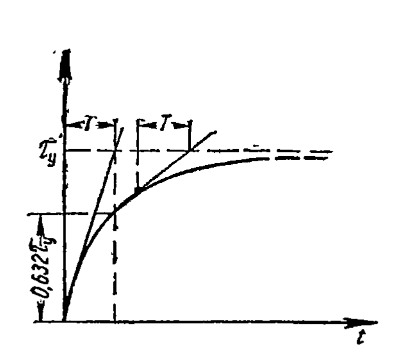
Другими словами, постоянная нагревания есть время, за которое тело нагревается до температуры, равной $0{,}632\tau_у$. Обычно тело достигает установившейся температуры за время, равное $(3 \div 5)\ T$.

Физически, как известно, постоянная нагревания данного тела представляет собой отношение его теплоемкости к теплоотдаче.

Постоянная нагревания электрической машины может быть определена как расчетным путем, так и из опытных кривых нагревания машины $\tau = f(t)$.

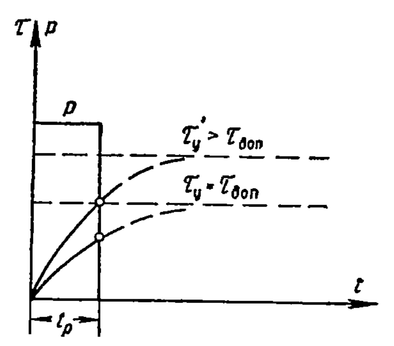


Фиг. 2. 13. Кривые нагрева и охлаждения однородного тела.

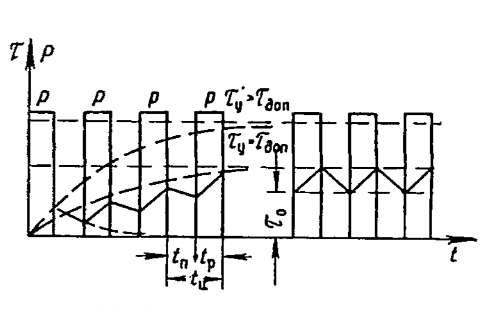


Фиг. 2. 14. Определение постоянной нагревания.

При кратковременном режиме работы (КР) время работы настолько мало, что машина за этот период не успевает достичь установившейся температуры, а во время перерыва в работе охлаждается до температуры окружающей среды.



Фиг. 2. 15. Кривая нагрева электродвигателя при кратковременном (КР) режиме работы.



Фиг. 2. 16. Кривая нагрева двигателя при повторно-кратковременном (ПКР) режиме работы с регулярным графиком.

При повторно-кратковременном режиме (ПКР) температура машины за время работы не достигает установившегося значения, а за время перерыва не достигает температуры окружающей среды.

Кривые изменения температуры машины при кратковременном и повторно-кратковременном режимах работы даны на фиг. 2. 15 и 2. 16.

Из них видно, что при кратковременном и повторно-кратковременном режимах температура тела не достигает установившегося значения $\tau_у$, которое, как известно, определяется для данной машины величиной выделяющегося в ней тепла, а следовательно, величиной потерь в машине (фиг. 2. 17). Поэтому в машинах ПКР и КР могут быть допущены бо́льшие потери, чем в машинах длительного режима работы.

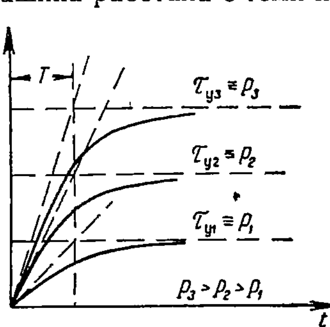
Отношение установившейся температуры $\tau_у'$, соответствующей данным потерям в машине (если бы эта машина работала с теми же потерями длительно), к допустимой рабочей температуре $\tau_{доп}$ в конце кратковременного или повторно-кратковременного режима называется *коэффициентом тепловой перегрузки машины*

$$p_т = \frac{\tau_у'}{\tau_{доп}}, \qquad (2.21)$$

который можно заменить отношением

$$p_т = \frac{P_{КР}}{P} \quad \text{или} \quad p_т = \frac{P_{ПКР}}{P}, \qquad (2.22)$$

где $P_{КР}$ или $P_{ПКР}$ — действительные потери в машине при КР или ПКР и



Фиг. 2. 17. Кривые нагрева электродвигателя при различных нагрузках (потерях).

P — потери длительного (воображаемого) режима (см. фиг. 2. 15, 2. 16), при котором установившаяся температура не должна превышать $\tau_{доп}$. В данной машине отношение потерь можно заменить отношением удельных потерь, т. е. потерь, приходящихся на единицу поверхности охлаждения.

Для якоря, как известно, удельные потери пропорциональны произведению $j_я A$. Следовательно, можно написать, что

$$p_т = \frac{[j_я A]_{ПКР}}{[j_я A]}$$

или

$$p_т = \frac{[j_я A]_{КР}}{[j_я A]}, \qquad (2.23)$$

откуда

$$[j_я A]_{ПКР(КР)} = [j_я A]\, p_т. \qquad (2.24)$$

Обычно принимают

$$\left. \begin{aligned} j_{ПКР(КР)} &= j\sqrt{p_т}, \\ A_{ПКР(КР)} &= A\sqrt{p_т}. \end{aligned} \right\} \qquad (2.25)$$

Эти соотношения справедливы, очевидно, и при выборе плотностей тока в обмотке возбуждения и под щетками.

Величины коэффициентов тепловой перегрузки для различных режимов определяются следующим образом.

1. Повторно-кратковременный режим с регулярным графиком (с неограниченным числом циклов — фиг. 2.16). Превышение температуры в конце периода работы $t_р$, достаточно удаленного от начала, на основании уравнений (2.18) и (2.19), очевидно, равно

$$\tau = \tau_{доп} = \tau_у' \left(1 - e^{-\frac{t_р}{T}}\right) + \tau_0 e^{-\frac{t_р}{T}}. \quad (2.26)$$

Для периода паузы $t_п$ на основании уравнения (2.19) в предположении, что постоянные времени нагрева и охлаждения равны, получается следующая зависимость:

$$\tau_0 = \tau_{доп} e^{-\frac{t_п}{T}}.$$

Подставив значение τ_0 в уравнение (2.26), находят, что

$$\tau_{доп} = \tau_у' \left(1 - e^{-\frac{t_р}{T}}\right) + \tau_{доп} e^{-\frac{t_р + t_п}{T}},$$

а разделив обе части уравнения (2.26) на $\tau_{доп}$ и имея в виду, что

$$\frac{\tau_у'}{\tau_{доп}} = p_т,$$

получают значение $p_т$:

$$p_т = \frac{1 - e^{-\frac{t_р + t_п}{T}}}{1 - e^{-\frac{t_р}{T}}}. \quad (2.27)$$

2. Кратковременный режим. Значение $p_т$ для кратковременного режима получают из уравнения (1.17,*а*), если положить в нем $t_п = \infty$:

$$p_т = \frac{1}{1 - e^{-\frac{t_р}{T}}}. \quad (2.28)$$

3. Повторно-кратковременный режим с ограниченным числом циклов (меньше 10). Превышение температуры в конце первого периода работы:

$$\tau_{р1} = \tau_у' \left(1 - e^{-\frac{t_р}{T}}\right).$$

Превышение температуры в конце первой паузы:

$$\tau_{п1} = \tau_{р1} e^{-\frac{t_п}{T}} = \tau_у' \left(1 - e^{-\frac{t_р}{T}}\right) e^{-\frac{t_п}{T}}.$$

Превышение температуры в конце второго периода работы:

$$\tau_{\text{р}2}=\tau_{\text{у}}'\left(1-e^{-\frac{t_{\text{р}}}{T}}\right)+\tau_{\text{п}1}e^{-\frac{t_{\text{р}}}{T}}=$$

$$=\tau_{\text{у}}'\left(1-e^{-\frac{t_{\text{р}}}{T}}\right)+\tau_{\text{у}}'\left(1-e^{-\frac{t_{\text{р}}}{T}}\right)e^{-\frac{t_{\text{р}}+t_{\text{п}}}{T}}=\tau_{\text{у}}'\left(1-e^{-\frac{t_{\text{р}}}{T}}\right)\left(1+e^{-\frac{t_{\text{р}}+t_{\text{п}}}{T}}\right).$$

Превышение температуры машины в конце второй паузы:

$$\tau_{\text{п}2}=\tau_{\text{р}2}e^{-\frac{t_{\text{п}}}{T}}=\tau_{\text{у}}'\left(1-e^{-\frac{t_{\text{р}}}{T}}\right)\left(1+e^{-\frac{t_{\text{р}}+t_{\text{п}}}{T}}\right)e^{-\frac{t_{\text{п}}}{T}}.$$

Превышение температуры в конце 3-го периода работы:

$$\tau_{\text{р}3}=\tau_{\text{у}}'\left(1-e^{-\frac{t_{\text{р}}}{T}}\right)+\tau_{\text{п}2}e^{-\frac{t_{\text{р}}}{T}}=$$

$$=\tau_{\text{у}}'\left(1-e^{-\frac{t_{\text{р}}}{T}}\right)+\tau_{\text{у}}'\left(1-e^{-\frac{t_{\text{р}}}{T}}\right)\left(1-e^{-\frac{t_{\text{р}}+t_{\text{п}}}{T}}\right)e^{-\frac{t_{\text{р}}+t_{\text{п}}}{T}}=$$

$$=\tau_{\text{у}}'\left(1-e^{-\frac{t_{\text{р}}}{T}}\right)\left(1+e^{-\frac{t_{\text{р}}+t_{\text{п}}}{T}}+e^{-2\frac{t_{\text{р}}+t_{\text{п}}}{T}}\right).$$

Превышение температуры в конце периода работы $n_{\text{ц}}$;

$$\tau_{\text{р}\,n_{\text{ц}}}=\tau_{\text{у}}'\left(1-e^{-\frac{t_{\text{р}}}{T}}\right)\left[1+e^{-\frac{t_{\text{р}}+t_{\text{п}}}{T}}+e^{-2\frac{t_{\text{р}}+t_{\text{п}}}{T}}+\ldots+e^{-(n_{\text{ц}}-1)\frac{t_{\text{р}}+t_{\text{п}}}{T}}\right]=$$

$$=\tau_{\text{у}}'\left(1-e^{-\frac{t_{\text{р}}}{T}}\right)\sum_{k=0}^{k=n_{\text{ц}}-1}e^{-k\frac{t_{\text{р}}+t_{\text{п}}}{T}}.$$

Отсюда, учитывая, что

$$\tau_{\text{р}\,n_{\text{ц}}}=\tau_{\text{доп}},$$

а

$$\frac{\tau_{\text{у}}'}{\tau_{\text{доп}}}=p_{\text{т}},$$

получают выражение для $p_{\text{т}}$ с ограниченным числом циклов:

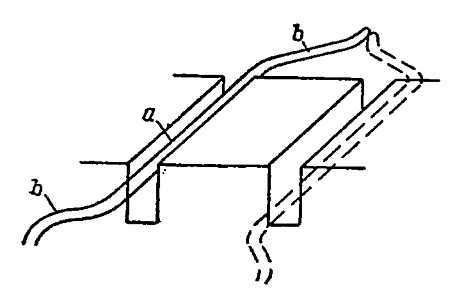
$$p_{\text{т}}=\frac{1}{\left(1-e^{-\frac{t_{\text{р}}}{T}}\right)\sum\limits_{k=0}^{k=n_{\text{ц}}-1}e^{-k\frac{t_{\text{р}}+t_{\text{п}}}{T}}}. \tag{2.29}$$

Глава III

ОБМОТКА ЯКОРЯ

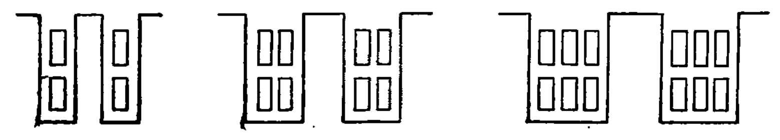
§ 1. ОСНОВНЫЕ СВЕДЕНИЯ ОБ ОБМОТКАХ МАШИН ПОСТОЯННОГО ТОКА

Как известно, обмотка якоря состоит из проводников, уложенных в пазы якоря и соединенных по особым правилам между собой и с коллекторными пластинами. Часть проводника, лежащая в пазу, называется *активной* (фиг. 3. 1,*a*). Те части проводников, которые лежат вне пазов, называются *лобовыми* частями обмотки (см. фиг. 3. 1,*b*). Два активных проводника, соединенных лобовыми частями, образуют виток обмотки. *Секцией* называется часть обмотки, находящаяся между коллекторными пластинами, следующими друг за другом при обходе обмотки. Секция может состоять из одного витка или нескольких витков. Ширину секции выбирают равной ширине полюсного деления или близкой ему. Половина секции называется *секционной стороной.*



Фиг. 3. 1. Секция волновой обмотки.

В машинах постоянного тока секционные стороны располагаются в два слоя. На фиг. 3. 2 показаны пазы якоря с размещенными в них секционными сторонами. Прямоугольники изображают секционные стороны, которые могут состоять из одного или нескольких проводников. Две секционные стороны, расположенные в пазу одна над другой, образуют так называемый *элементарный паз*. *Реальный паз* может состоять из одного или нескольких элементарных пазов. Секция обмотки укладывается в пазы таким образом, что одна ее сторона находится в верхнем слое паза, а другая — в нижнем слое другого паза (см. фиг. 3. 1). На фиг. 3. 3 изображены секции обмотки; часть секции, находящаяся в верхнем слое, изображена сплошной линией, в нижнем — пунктирной линией.

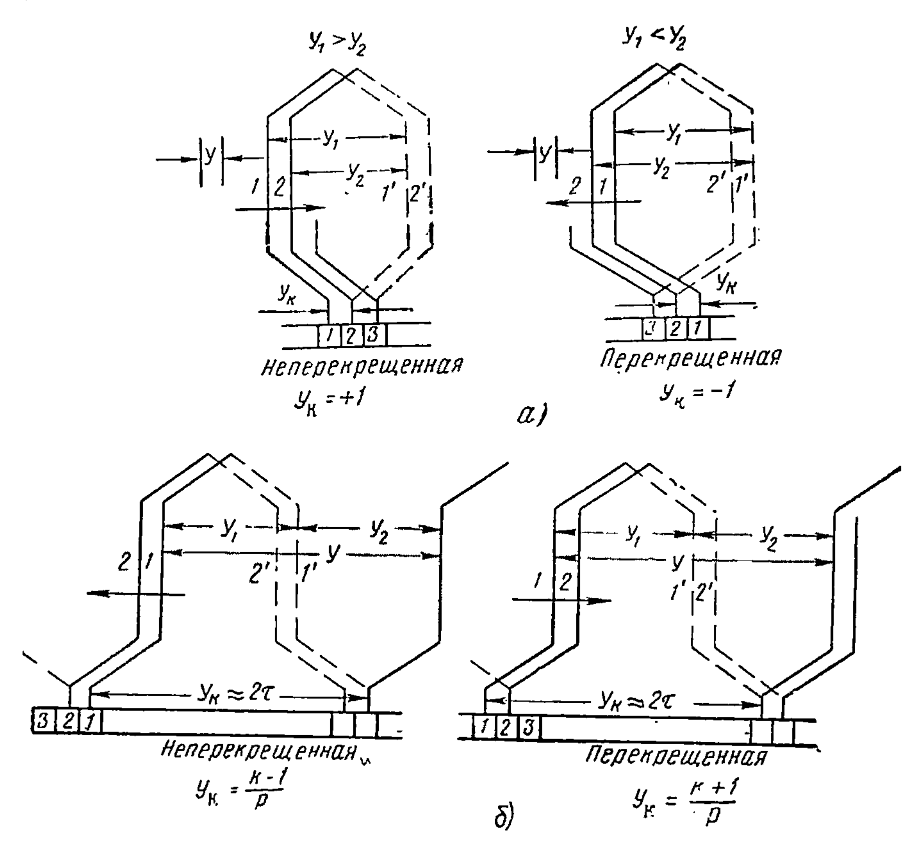

Фиг. 3. 2. Пазы якоря.

Обмотки машин постоянного тока делятся на *петлевые, волновые* и *комбинированные*. Последние представляют собой сочетание волновой и петлевой обмоток и называются иначе «лягушачьими». Секции волновой и петлевой обмотки изображены на фиг. 3. 3.

Порядок соединения проводников обмотки между собой определяется так называемыми *шагами* обмоток; различают следующие шаги обмоток (см. фиг. 3.3):

y_1 — первый шаг, равный ширине секции,

y_2 — второй шаг, равный расстоянию между конечной стороной одной секции и начальной стороной следующей секции,



Фиг. 3.3. Секция якорных обмоток машин постоянного тока.
а—петлевая обмотка, *б*—волновая обмотка.

y — результирующий шаг, равный расстоянию между начальными сторонами следующих друг за другом секций.

Шаги обмоток можно измерять либо числом элементарных пазов, либо числом реальных пазов. В обмоточных данных (чертежах) машины всегда указывается шаг по реальным пазам.

$y_к$ — шаг по коллектору, равный расстоянию между началом и концом секции по окружности коллектора. Он измеряется числом коллекторных делений, т. е. расстояний между серединами соседних коллекторных пластин.

Первый шаг y_1 выбирают равным полюсному делению или близким к нему. В первом случае это — *диаметральная,* во втором слу-

чае — *хордовая* обмотка или обмотка с *укороченным* или *удлиненным шагом.* В машинах постоянного тока укорочение (удлинение) делается небольшим во избежание чрезмерного расширения коммутационной зоны.

Второй и результирующий шаги определяются в зависимости от типа обмотки. Так как число элементарных пазов равно числу коллекторных пластин, то результирующий шаг по элементарным пазам и шаг по коллектору выражаются одним и тем же числом, т. е.

$$y_к = y. \tag{3.1}$$

Отсюда и число секций S равно числу коллекторных пластин K —

$$S = K. \tag{3.2}$$

Если обозначить через $z_э$ число элементарных пазов, то

$$z_э = K = S. \tag{3.3}$$

Основные свойства обмоток

Петлевая (параллельная) обмотка (см. фиг. 3.3,*а*). Как известно, шаги петлевой обмотки связаны соотношением

$$y_1 - y_2 = y = y_к; \tag{3.4}$$

причем $y = y_к$ может быть положительным или отрицательным. В первом случае мы будем иметь *неперекрещенную обмотку,* во втором — *перекрещенную* петлевую обмотку.

Известно также, что число параллельных ветвей петлевой обмотки в общем случае равно

$$2a = 2py. \tag{3.5}$$

При $y = y_к = 1$ имеем *простую,* при $y = y_к > 1$ — *сложную* петлевую обмотку, которая применяется, главным образом, для мощных машин низкого напряжения. Сложная петлевая обмотка в авиационных электрических машинах постоянного тока применяется редко.

Волновая (последовательная) обмотка (см. фиг. 3.3,*б*). Шаги волновой обмотки связаны соотношением

$$y_1 + y_2 = y = y_к. \tag{3.6}$$

Результирующий шаг может быть меньше или больше, чем двойное полюсное деление, на некоторое число элементарных пазов x.

Отсюда результирующий шаг волновой обмотки

$$y = y_к = \frac{S \pm x}{p} = \frac{K \pm x}{p}. \tag{3.7}$$

Если x берется с минусом, то получается неперекрещенная волновая обмотка, с плюсом — перекрещенная.

Как известно, $x = a$, т. е. числу параллельных ветвей волновой обмотки. При $x = a = 1$ имеем простую волновую обмотку, при $x =$

$=a>1$ — сложную волновую обмотку. Сложная волновая обмотка мало применима в авиационных электрических машинах постоянного тока.

Условия симметрии обмоток

Симметричной называют обмотку, которая при всех положениях якоря относительно полюсов имеет одинаковые э. д. с. и одинаковые сопротивления параллельных ветвей. Для этого практически достаточно, чтобы число коллекторных пластин K, пазов z и полюсов $2p$ на пару параллельных ветвей a было целым. Кроме того, необходимо, чтобы число секционных сторон в пазу было четным, т. е. чтобы отношение $\frac{S}{z}$ или $\frac{K}{z}$ было целым числом.

Для простой петлевой обмотки $2a=2p$, т. е. $a=p$, поэтому для получения симметрии петлевой обмотки необходимо, чтобы отношения $\frac{K}{p}$ и $\frac{z}{p}$ были целыми числами $\left(\text{отношение } \frac{2p}{a}\text{, очевидно, является целым числом}\right)$.

Для простой волновой обмотки $2a=2$ или $a=1$, и так как K, z и $2p$ — целые числа, то простая волновая обмотка всегда симметрична, за исключением случая, когда отношение $\frac{S}{z}=\frac{K}{z}$ не равно целому числу. Простая волновая обмотка при отношении $\frac{S}{z}=\frac{K}{z}$, не равном целому числу, должна быть выполнена с «мертвыми» секциями (т. е. с секциями, не присоединенными ни к соседним секциям, ни к коллектору) или искусственно замкнутой.

Уравнительные соединения

Для всех обмоток с $a>1$ рекомендуется применять *уравнительные соединения*. Дело в том, что даже при выполнении всех вышеуказанных условий симметрии обмоток э. д. с. в отдельных параллельных ветвях не равны, и, следовательно, внутри обмотки будет протекать *уравнительный* ток $I_{ур}$ (фиг. 3. 4). Неравенство э. д. с. параллельных ветвей объясняется неизбежной в реальных машинах магнитной асимметрией, вызванной различными размерами зазоров под разными полюсами, неоднородностью материала магнитопровода и т. д.

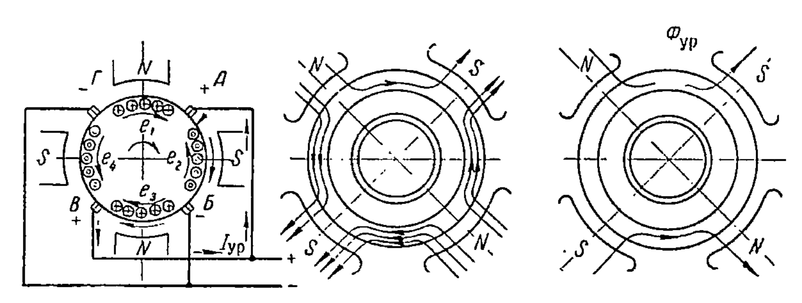
Уравнительные токи, стремясь уменьшить вызвавшую их магнитную асимметрию, могут сильно перегрузить щеточные контакты, что может в свою очередь привести к увеличению нагрева коллектора и ухудшению коммутации. Во избежание этого машины постоянного тока снабжаются уравнительными соединениями или, как их называют, уравнителями. Уравнительные соединения в простых петлевых обмотках носят название уравнительных соединений первого рода. Каждый такой уравнитель соединяет между собой точки

равного потенциала, т. е. точки обмотки, сдвинутые одна от другой на двойное полюсное деление. Отсюда шаг уравнительного соединения

$$y_y = \frac{K}{p}. \qquad (3.8)$$

Если присоединять уравнители к каждой пластине, то общее их число, очевидно, будет равно $\frac{K}{p}$.

Обычно полное число уравнительных соединений не делается, особенно в авиационных машинах, так как увеличение числа урав-



Фиг. 3.4. Возникновение уравнительных токов в кольцевой параллельной обмотке.

нителей ведет к возрастанию длины машины; чаще всего их делают через 2÷4 пластины. Схема уравнительных соединений простой петлевой обмотки дана на фиг. 12.6.

§ 2. РАСЧЕТ ОБМОТКИ ЯКОРЯ

Число проводников одной параллельной ветви обмотки якоря определяется из уравнения (2.2) э. д. с. обмотки якоря:

$$\left(\frac{N}{2a}\right) = \frac{30E10^8}{np\Phi},$$

где

$$\Phi = \alpha\tau l B_\delta;$$

α, τ, l, B_δ и E — известные величины.

Для определения полного числа проводников обмотки якоря необходимо задаться числом параллельных ветвей этой обмотки $2a$, которое выбирается по допустимому току в одной параллельной ветви.

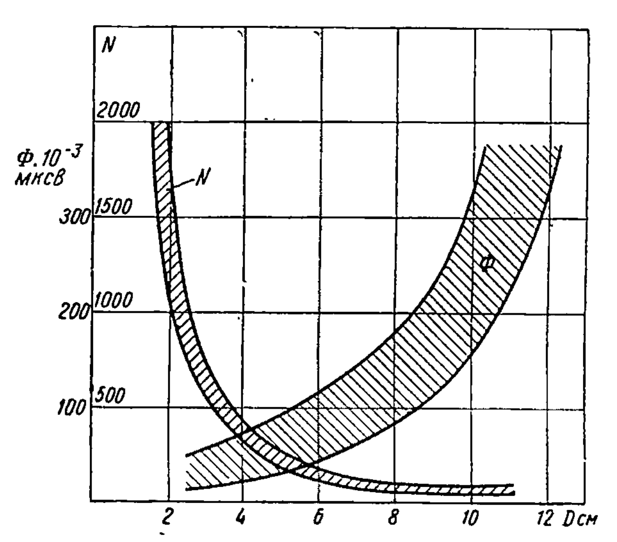
Для авиационных машин постоянного тока это составляет 100÷150 *а* на одну ветвь. Обычно при $2p=2$ применяют простую петлевую обмотку (она же и волновая). При $2p>2$ и токе нагрузки машины до 200÷300 *а* применяют простую волновую обмотку, для

больших токов — простую петлевую обмотку. Общее число проводников обмотки якоря

$$N=\left(\frac{N}{2a}\right)2a.$$

Далее необходимо выбрать число витков w_S в секции, число коллекторных пластин K и число пазов z.

Число витков в секции стремятся выбрать наименьшим, так как при этом уменьшается э. д. с. в короткозамкнутой секции и, следовательно, улучшается коммутация.



Фиг. 3. 5. Изменение величины магнитного потока и числа проводников с ростом диаметра якоря авиационных машин постоянного тока.

При прочих равных условиях число витков w_S в секции будет наименьшим при минимальном числе параллельных ветвей, т. е. при простой волновой обмотке.

Как известно,

$$w_S=\frac{N}{2K} \tag{3.9}$$

или

$$w_S=\left(\frac{N}{2a}\right)\frac{a}{K}.$$

Чем меньше мощность (размеры) машины, тем меньше ее магнитный поток Ф, а следовательно, больше число проводников в одной параллельной ветви $\left(\frac{N}{2a}\right)$ и общее число проводников якоря (фиг. 3. 5). Поэтому в малых машинах даже при $a=1$ получается $w_S>1$. Уменьшение же w_S в результате увеличения числа коллек-

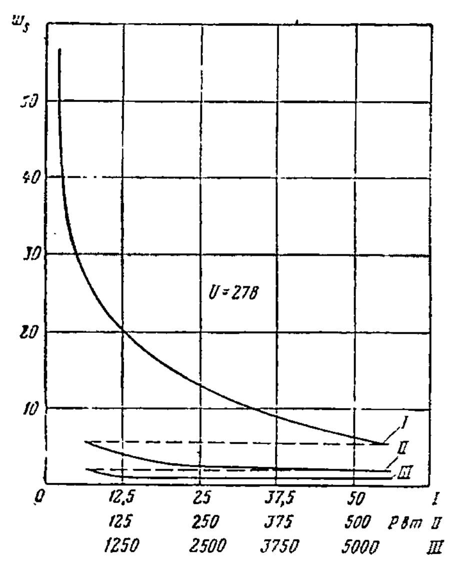
торных пластин ограничено минимально допустимыми размерами коллекторной пластины.

Наоборот, в крупных машинах с большим магнитным потоком число $\left(\frac{N}{2a}\right)$ получается небольшим, и число витков в секции можно принять равным единице. Число витков в секции w_S может быть предварительно определено по кривым фиг. 3.6.

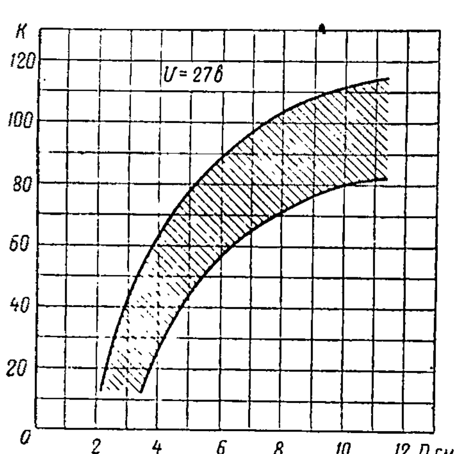
Число коллекторных пластин K при $w_S=1$

$$K=a\left(\frac{N}{2a}\right). \tag{3.10}$$

В очень больших машинах при простой волновой обмотке ($a=1$) число коллекторных пластин может оказаться настолько малым, что это вызовет увеличение амплитуды пульсации потока. Кроме того, практически трудно изготавливать коллекторные пластины толщиной более 3,5÷4,5 *мм*. В этом случае необходимо увеличить число параллельных ветвей обмотки $2a$, т. е. перейти к простой петлевой обмотке. Число коллекторных пластин возрастает при этом пропорционально увеличению числа параллельных ветвей.



Фиг. 3.6. Изменение числа витков в секции с ростом мощности авиационных машин постоянного тока.



Фиг. 3.7. Число коллекторных пластин авиационных машин постоянного тока.

При $w_S>1$

$$K=\left(\frac{N}{2a}\right)\frac{a}{w_S}. \tag{3.10a}$$

Числа коллекторных пластин K авиационных машин постоянного тока различной мощности приведены на фиг. 3.7.

После определения N, w_S и K необходимо выбрать число пазов якоря z. Обычно для авиационных машин постоянного тока число пазов лежит в пределах $z=p\cdot(7\div19)$.

Необходимо отметить, что с увеличением числа пазов улучшается коммутация машин, уменьшается амплитуда пульсаций потока, снижаются добавочные потери, но чрезмерное увеличение числа пазов снижает использование пазового слоя, усложняет технологию и удорожает машину.

Для снижения пульсаций главного потока от зубчатости якоря отношение $\frac{z}{p}$ следует по возможности не брать равным четному числу. Кроме того, применяют для этой же цели скос пазов на $0{,}5\div1{,}0$ зубцового деления якоря. У петлевой обмотки $\frac{z}{p}$ должно быть обязательно целым числом для обеспечения симметрии.

Для определения числа пазов z необходимо задаться числом коллекторных пластин на паз $u_п$ (или, что то же самое, числом элементарных пазов в одном реальном). Оно может быть взято

$$u_п=1, 2, 3, 4\ .\ .\ .\ \text{и т. д.}$$

Авиационные машины постоянного тока обычно выполняются с $u_п<4$, а $u_п=4$ берется крайне редко.

В волновой обмотке для выполнения условия (3. 7) необходимо, чтобы $u_п$ и p, z и p не имели общего наибольшего делителя, т. е. являлись взаимно простыми числами.

Например, в четырехполюсной машине $(2p=4)$ с простой волновой обмоткой $u_п$ должно быть 1 или 3, а в шестиполюсной машине $(2p=6)$ $u_п$ должно быть взято 2 или 4.

Задавшись $u_п$, определяют число пазов z:

$$z=\frac{K}{u_п}. \tag{3.11}$$

Определив K, z и $u_п$, уточняют число витков w_S в секции, а именно

$$w_S=\frac{N}{2K}$$

или

$$w_S=\frac{N}{2zu_п}.$$

В авиационных машинах постоянного тока небольшой мощности ($100\div1000$ *вт*) многовитковые обмотки часто выполняются с дробным значением w_S. Это значит, что секции, расположенные в одном слое паза, имеют неодинаковые числа витков. Например, при $u_п=3$ и $w_S=3\frac{1}{3}$ из трех секций паза две секции состоят из трех витков, а одна — из четырех витков. В случае дроб-

ного w_S знаменатель дроби, очевидно, обязательно должен быть равен $u_п$.

Необходимо также отметить, что обмотки якорей авиационных машин постоянного тока, как правило, выполняются равносекционными, т. е. все секции имеют одинаковый шаг y_z по реальным пазам, который, будучи целым числом, определяется как

$$y_z = y_\tau \pm \varepsilon_z, \tag{3.12}$$

где

$$y_\tau = \frac{z}{2p},$$

а ε_z — укорочение в зубцовых делениях. Знак минус перед ε_z соответствует хордовой обмотке с укорочением шага, знак плюс — хордовой обмотке с удлинением шага. При $\varepsilon_z=0$ имеем диаметральную обмотку. Удлинение шага обмотки нежелательно, так как это ведет к увеличению вылета лобовых частей обмотки и, следовательно, к удлинению всей машины. В то же время по абсолютной величине ε_z стремятся брать возможно меньше во избежание расширения зоны коммутации.

После определения N, w_S, K и z переходят к определению размера провода обмотки якоря. Для определения поперечного сечения проводника обмотки якоря необходимо знать допустимую плотность тока в обмотке якоря машины при заданном режиме ее работы. Допустимая плотность тока $j_я$ в обмотке якоря машины, работающей в длительном режиме, обычно колеблется в пределах: $14 \div 20$ *а/мм²* — для машин с продувом; $6 \div 12$ *а/мм²* — для самовентилируемых машин; $2 \div 4$ *а/мм²* — для машин с естественным охлаждением.

Для машин с естественным охлаждением, работающих в повторно-кратковременном или кратковременном режимах, допустимая плотность тока определяется из соотношения (2. 25):

$$j_{я\ пкр(кр)} = j_я \sqrt{p_т}.$$

Сечение проводника обмотки якоря $S_я$ определяется из соотношения

$$S_я = \frac{I}{2aj_я}, \tag{3.13}$$

а затем уточняется по таблицам обмоточных проводов (см. приложение 1). При сечениях обмоточного провода до 2 *мм²* обмотка изготавливается из круглого провода марок ПЭЛШО или ПЭВ-2. Для больших сечений — из прямоугольного провода марок ПШД или ПЭВП. Провода марок ПБО и ПБД для авиационных электрических машин применяются редко, поскольку они имеют относительно большую толщину изоляции, что снижает использование пазового слоя. Прямоугольную обмоточную медь рекомендуется брать с соотношением сторон (фиг. 3. 8)

$$2{,}5 < \frac{h_{пр}}{a_{пр}} < 5{,}5.$$

Размер $a_{пр}$ определяется шириной паза $b_п$ и числом элементарных пазов в одном реальном пазу $u_п$ (см. фиг. 4. 6,*б*), как

$$a_{пр}=\frac{b_п-\Delta_b}{u_п}, \qquad (3.14)$$

где Δ_b — суммарная толщина изоляции паза по ширине, предварительно принимается $\Delta_b=0,7\div0,8$ *мм;*

$b_п$ — определяется из (4. 9).

Сопротивление обмотки якоря определяется выражением

$$R_я=\rho_t\frac{l_{ср\,1/2}N}{S_я(2a)^2}, \qquad (3.15)$$

где ρ_t — удельное сопротивление материала обмотки, определяемое в зависимости от температуры обмотки (см. приложение 2);

$l_{ср\,1/2}=l+l_{лоб}$ — средняя длина полувитка обмотки якоря,

$l_{лоб}$ — длина лобовой части обмотки, определяемая по (12.11).

Фиг. 3. 8. Обмоточная медь прямоугольного сечения.

Расчет уравнительных соединений

Как уже указывалось выше, полное число уравнительных соединений в простой петлевой обмотке может составлять $\frac{K}{p}$. Однако за недостатком места обычно берут лишь $(0,2\div0,3)\ \frac{K}{p}$ уравнителей, располагая их по коллектору равномерно. Шаг уравнительных соединений на основании (3. 8) равен:

$$y_у=\frac{K}{p}.$$

Сечение меди уравнительных соединений $S_у$ желательно брать возможно большим. Обычно

$$S_у=\left(\frac{1}{3}\div\frac{1}{5}\right)S_я. \qquad (3.16)$$

Конструктивно каждое уравнительное соединение представляет собой кольцо из шинной или круглой меди с отпайками в коллектор на расстоянии $\frac{K}{p}$ пластин друг от друга. Кольца уравнительных соединений располагаются с торца коллектора (поз. 22 фиг. 10. 29).

Глава IV

МАГНИТНАЯ ЦЕПЬ

§ 1. ОПРЕДЕЛЕНИЕ РАЗМЕРОВ МАГНИТОПРОВОДА

Поперечный разрез магнитной системы машины постоянного тока дан на фиг. 4. 4. Необходимо определить основные размеры магнитопровода машины: высоту и ширину зубцов h_z и b_z, а также пазов $h_п$ и $b_п$; высоту спинки якоря $h_я$, величину воздушного зазора δ, высоту и ширину сердечника полюса h_m и b_m, высоту и длину ярма (корпуса) машины h_j и l_j.

Пазы якоря

Пазы якоря могут быть овальной и прямоугольной формы.

Пазы овальной формы применяются для укладки круглых проводов. В этом случае зубец делают обычно с параллельными стенками.

Необходимая площадь поперечного сечения овального паза без изоляции (в собранном пакете якоря) может быть определена как

$$F_п = \frac{\frac{\pi}{4} d^2 2w_S u_п}{k_{и.\,п}} \qquad (4.1)$$

или

$$F_п = \frac{\frac{\pi}{4} d_{из}^2 2w_S u_п}{k_{з.\,п}}, \qquad (4.2)$$

где d — диаметр голого обмоточного провода;

$d_{из}$ — диаметр изолированного обмоточного провода;

$2w_S u_п$ — полное число проводников в пазу;

$k_{и.\,п}$ — коэффициент использования паза; может быть определен из табл. 4.1 для проводов марок ПЭВ-2 и ПЭЛШО;

$k_{з.\,п} = 0,36 \div 0,43$ — коэффициент заполнения паза изолированными проводниками любых марок.

Таблица 4.1

Коэффициент использования паза (изоляция паза—см. фиг. 4.6)

d, мм	0,1	0,2	0,3	0,4	0,6	0,8	1,0	1,2	1,4	1,6	1,8	2,0
$k_{и.\,п}$ / ПЭВ-2	0,22	0,25	0,27	0,29	0,31	0,32	0,33	0,35	0,36	0,365	0,375	0,385
$k_{и.\,п}$ / ПЭЛШО	0,12	0,18	0,21	0,24	0,26	0,3	0,315	0,33	0,35	—	—	—

Ширина зубца b_z определяется допустимой индукцией в зубце B_z, а именно:

$$b_z = \frac{B_\delta t}{k_c B_z}, \quad (4.3)$$

где t — зубцовое деление по наружной поверхности якоря:

$$t = \frac{\pi D}{z}, \quad (4.4)$$

k_c — коэффициент заполнения пакета сталью, учитывающий изоляцию между листами стали якоря.

Величину k_c можно определить из табл. 4.2.

Таблица 4.2

Зависимость коэффициента заполнения стали от толщины листа и типа изоляции

Изоляция	Толщина листа в *мм*			
	0,2	0,35	0,5	1,0
Бумага	0,8	0,87	0,9	0,95
Лакировка	0,9	0,95	0,96	0,97
Оксидирование	0,92	0,96	0,97	0,98

Остальные размеры паза (фиг. 4.1) определяются на основании следующих формул:

$$d_1 = \frac{\pi D_1 - z b_z}{z + \pi}; \quad (4.5)$$

$$d_2 = \sqrt{\frac{d_1^2(z+5) - 4\pi F_п}{z - 5}}; \quad (4.6)$$

$$h = \frac{d_1 - d_2}{2\pi} z; \quad (4.7)$$

$$D_1 = D - 2h_ш, \quad (4.8)$$

где $h_ш$ — высота шлица паза.

Фиг. 4.1. Овальный паз.

Пазы прямоугольной формы применяются для прямоугольного провода.

Для определения размеров прямоугольного паза предварительно задаются высотой паза $h_п$ (см. фиг. 4.6,*б*).

Для авиационных машин постоянного тока высота прямоугольного паза колеблется в пределах 6,5÷13 *мм*. Другой размер паза — ширина $b_п$ — зависит от допустимой минимальной ширины зубца $b_{z\,min}$ у его основания:

$$b_п = t_3 - b_{z\,min}, \quad (4.9)$$

где $t_з$ — зубцовый шаг в основании зубца,

$$t_з = \frac{\pi (D - 2h_п)}{z}; \qquad (4.10)$$

$b_{z\,min}$ — определяется допустимой индукцией в основании зубца якоря:

$$b_{z\,min} = \frac{B_\delta t}{k_c B_{z\,max}}. \qquad (4.11)$$

По технологическим соображениям $b_{z\,min}$ берут обычно не менее 2 *мм* и лишь в очень малых машинах мощностью в несколько ватт допускают $b_{z\,min} = 1{,}2 \div 1{,}5$ *мм*.

Пакет якоря авиационных машин постоянного тока выполняется обычно из листов электротехнической стали марок Э12, Э21, Э31 или Э34 (ГОСТ 802—54). Характеристики намагничивания сталей даны в приложении 2.

При применении указанных марок сталей рекомендуется брать следующие значения индукции в зубцах B_z:

$P_н$	До 100 *вт*	До 1000 *вт*	Свыше 1000 *вт*
B_z	13000÷15000 *гс*	15000÷18000 *гс*	18000÷20000 *гс*
$B_{z\,max}$	(зубцы трапецоидальные)		18000÷22000 *гс*

Для указанных марок сталей повышение индукции в зубцах нецелесообразно, ибо оно приводит к увеличению потерь в стали, увеличению нагрева обмотки якоря, увеличению намагничивающей силы обмотки возбуждения и, следовательно, к увеличению веса меди обмотки возбуждения.

Внутренний диаметр якоря

Внутренний диаметр якоря $D_{вн}$ определяется высотой спинки якоря $h_я$, которая может быть определена как

$$h_я = \frac{\Phi}{2k_c l B_я}, \qquad (4.12)$$

где $B_я$ — магнитная индукция в спинке якоря.

Для указанных марок сталей рекомендуется принимать следующие значения $B_я$:

$P_н$	До 100 *вт*	До 1000 *вт*	Свыше 1000 *вт*
$B_я$	10000÷13000 *гс*	13000÷15000 *гс*	15000÷17000 *гс*

Чрезмерное увеличение индукции в спинке якоря ведет к снижению к. п. д. двигателя и к увеличению веса меди обмотки возбуждения. Кроме того, в машинах постоянного тока с дополнительными полюсами не рекомендуется допускать $B_я$ выше 13 000÷15 000 *гс* во избежание чрезмерного насыщения путей магнитного потока дополнительных полюсов. Для двигателей с автоматическим регулированием скорости индукцию следует снижать примерно на 10% по сравнению с рекомендуемой.

Внутренний диаметр якоря $D_{вн}$ определяется как

$$D_{вн} = D - 2(h_п + h_я). \tag{4.13}$$

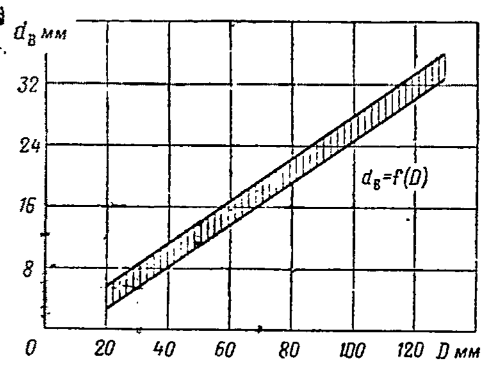
Для машин мощностью свыше 300÷500 *вт* внутренний диаметр якоря обычно больше диаметра вала $d_в$:

$$D_{вн} > d_в, \tag{4.14}$$

а для электродвигателей мощностью до 300÷500 *вт*

$$D_{вн} = d_в. \tag{4.15}$$

Для машин с аксиальной системой охлаждения пространство, получающееся за счет разности $D_{вн}$ и $d_в$, используется для размещения вентиляционных каналов. У авиационных генераторов серии ГСР, приводимых во вращение авиадвигателем, имеется еще гибкий валик для защиты генератора от больших механических перегрузок. Гибкий валик (см. ниже) помещается внутри полого вала, на который насаживается пакет якоря. Следовательно, внутренний диаметр якоря авиационного генератора должен быть такой величины, чтобы можно было разместить гибкий и полые валы и каналы с достаточной поверхностью охлаждения.



Фиг. 4.2. Диаметр вала авиационных машин постоянного тока.

У машин с естественным охлаждением в этом пространстве выштамповываются каналы для уменьшения веса машины. Диаметр вала авиационной машины постоянного тока можно предварительно определить из кривой фиг. 4.2. Окончательно диаметр вала устанавливается после расчета вала на прочность.

Воздушный зазор

Воздушный зазор δ в авиационных машинах постоянного тока предварительно выбирается так же, как и в обычных машинах постоянного тока, из условия, что в воздушном зазоре на протяжении полюсной дуги магнитное поле при номинальной нагрузке машины

не меняет своего направления. Для этого необходимо выполнить следующее условие: сумма магнитных напряжений воздушного зазора, зубцов и спинки якоря $F_\delta+F_z+F_я$ одного полюса (магнитное напряжение переходного слоя) должна быть больше намагничивающей силы (н.с.) якоря в пределах половины полюсной дуги, т. е.

$$F_S=F_\delta+F_z+F_я \geqslant 0{,}5bA. \qquad (4.16)$$

Обычно у авиационных машин постоянного тока н. с. переходного слоя составляет от 120 до 200% н. с. воздушного зазора, т. е.

$$F_S=(1{,}2\div2{,}0)\,F_\delta, \qquad (4.17)$$

а так как н. с. воздушного зазора (на один полюс)

$$F_\delta=0{,}8k_\delta\delta B_\delta, \qquad (4.18)$$

то величина δ при $k_\delta\approx1{,}2$ получается равной

$$\delta=(0{,}4\div0{,}25)\frac{bA}{B_\delta}. \qquad (4.19)$$

Бо́льшие значения относятся к машинам с меньшим насыщением зубцов и спинки якоря.

Так как скорость вращения авиационных генераторов изменяется в широких пределах, то они обычно рассчитываются таким образом, что

$$F_\delta+F_z+F_я\approx0{,}5bA$$

только при минимальной скорости вращения; тогда при повышенных скоростях вращения наступает так называемое «опрокидывание поля», которое при наличии регулятора напряжения не сказывается существенно на работе генератора.

Для электродвигателей постоянного тока без дополнительных полюсов, выполняемых без автоматического регулирования скорости вращения иногда (особенно для двигателей ПКР и КР) уменьшают воздушный зазор по сравнению с вычисленным по (4. 19) и делают его минимальным, учитывая только механические и технологические соображения. Например, довольно распространенным в авиационных электродвигателях постоянного тока является отношение

$$\frac{F_\delta+F_z+F_я}{0{,}5bA}=0{,}6\div0{,}8. \qquad (4.20)$$

При таком соотношении получают экономию в весе меди обмотки возбуждения, уменьшая н. с. воздушного зазора, а «опрокидывание» поля не оказывает существенного влияния на работу электродвигателя, если он не имеет автоматического регулирования скорости.

В табл. 4. 3 приведены значения δ для авиационных электрических машин различной мощности.

Следует отметить, что при выборе δ необходимо учитывать отношение $\lambda' = \frac{l}{D}$. При одном и том же диаметре якоря машина с большей длиной якоря l должна выполняться и с большим воздушным зазором, так как у такой машины прогиб вала относительно больше.

Полюсы

Полюсы авиационных машин постоянного тока могут быть изготовлены либо шихтованными из штампованных листов электротехнических сталей толщиной 0,5÷1,0 *мм* марок Э, ЭА (армко), Э21, Э12 и т. д., либо цельными, литыми или фрезерованными, из сталей тех же марок, а также из сталей 3 или 10.

Основные размеры полюса b_m и l_m (см. фиг. 4.3 и 4.4) определяются следующим образом. Выбирают поперечное сечение тела полюса S_m по допустимой индукции в нем B_m, которую для вышеуказанных марок сталей рекомендуется брать в зависимости от мощности машины в следующих пределах:

$P_н$	До 100 *вт*	До 1000 *вт*	Свыше 1000 *вт*
B_m	10000÷12000 *гс*	12000÷14000 *гс*	14000÷17000 *гс*

Для генераторов с половинным числом дополнительных полюсов и двигателей с автоматическим регулированием скорости следует уменьшать B_m примерно на 10%.

Тогда

$$S_m = \frac{\Phi_m}{B_m}, \qquad (4.21)$$

где Φ_m—поток, проходящий через полюсы и корпус, равный

$$\Phi_m = \Phi + \Phi_\sigma = \Phi\left(1 + \frac{\Phi_\sigma}{\Phi}\right) = k_\sigma \Phi, \qquad (4.22)$$

здесь k_σ — коэффициент рассеяния полюсов, который для авиационных машин постоянного тока равен

$$k_\sigma = 1,1 \div 1,25.$$

Далее берут длину полюсного наконечника по оси l_p, обычно равной длине якоря машины (фиг. 4.3), т. е.

$$l_p = l, \qquad (4.23)$$

а длину сердечника полюса l_m— равной или ме́ньшей l_p, т. е.

$$l_m \leqslant l_p \qquad (4.24)$$

(это делается для уменьшения средней длины витка обмотки возбуждения).

Наконец, задавшись длиной полюса l_m, находят ширину полюса b_m:

$$b_m = \frac{S_m}{k_c l_m}, \qquad (4.25)$$

где коэффициент заполнения пакета сталью k_c можно взять из табл. 4. 2.

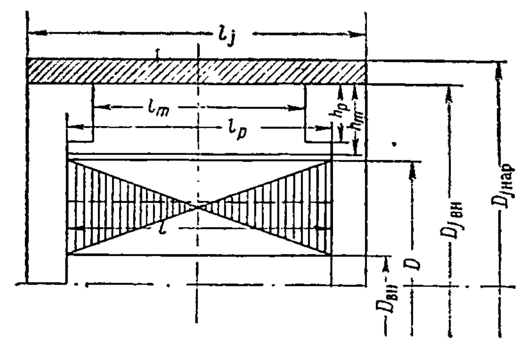
Таблица 4.3

Величина воздушного зазора авиационных электрических машин постоянного тока

Двигатели	$P_н$ *вт*	До 100	100÷1000	1000÷10000	10000÷30000
	δ *мм*	0,15÷0,2	0,25÷0,35	0,35÷0,8	0,6÷1,0
Генераторы	$P_н$ *вт*	До 6000	9000÷12000	18000÷24000	—
	δ *мм*	0,5	0,5÷0,6	0,7	—

Высота полюса h_m определяется предварительно как

$$h_m \approx (1 \div 1,3)\, b_m, \qquad (4.26)$$



Фиг. 4.3. Магнитная цепь машины постоянного тока (продольный разрез).

а окончательно устанавливается после расчета магнитной цепи и обмотки возбуждения.

Высота полюсного наконечника у его основания (см. фиг. 4. 4) равна, соответственно,

$$h_{п.\,н} = \frac{B_\delta (b - b_m)}{2 k_c B_{п.\,н}} \qquad (4.27)$$

— при симметричном полюсе и

$$h_{п.\,н} = \frac{B_\delta (b - b_m)}{k_c B_{п.\,н}} \qquad (4.27a)$$

— при несимметричном полюсе (у машин с половинным числом дополнительных полюсов), где $B_{п.н} = 18000 \div 20000$ *гс*.

Корпус

Корпус машины постоянного тока (ярмо) является активной частью. Он изготавливается из цельнотянутых труб, сваривается из листовой стали или отливается. Материалом для корпуса могут служить стали 10 или 3, а для более ответственных машин (генераторов) — сталь марок Э и ЭА (армко).

Сечение корпуса (ярма) S_j выбирается по допустимой индукции B_j, которую рекомендуется брать в зависимости от мощности машины в следующих пределах:

$P_н$	До 100 *вт*	До 1000 *вт*	Свыше 1000 *вт*	
			Без дополнительных полюсов	С дополнительными полюсами
B_j	10000÷12000 *гс*	11000÷13000 *гс*	13000÷15000 *гс*	До 14000 *гс*

Тогда

$$S_j = \frac{\Phi_m}{2B_j}. \qquad (4.28)$$

Длина корпуса (ярма) l_j в авиационных машинах постоянного тока обычно равна

$$l_j = (1{,}2 \div 1{,}4)\, l_m, \qquad (4.29)$$

а высота спинки корпуса (ярма)

$$h_j = \frac{S_j}{l_j}. \qquad (4.30)$$

Наружный диаметр машины после этого определяется как

$$D_{j\,нар} = D + 2\delta + 2h_m + 2h_j. \qquad (4.31)$$

Для авиационных машин постоянного тока отношение k_D наружного диаметра к диаметру якоря находится в пределах

$$k_D = \frac{D_{j\,нар}}{D} = 1{,}4 \div 1{,}9, \qquad (4.32)$$

причем k_D меньше для машин ПКР и КР, вентилируемых и с продувом, а больше для машин длительного режима работы с естественным охлаждением. У реверсивных электродвигателей с двумя обмотками возбуждения k_D также выше.

В авиационных генераторах постоянного тока мощностью 3÷25 *квт* $k_D = 1{,}6 \div 1{,}7$.

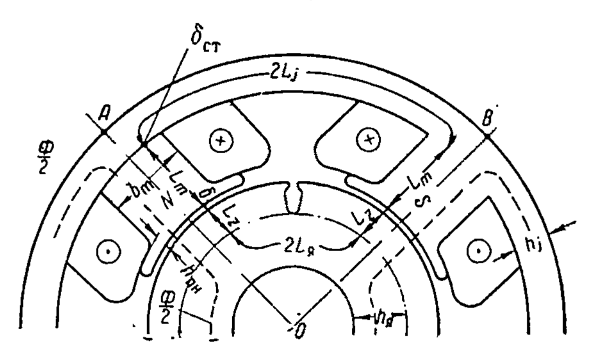
§ 2. РАСЧЕТ МАГНИТНОЙ ЦЕПИ

Расчет магнитной цепи заключается в определении *намагничивающей силы (н. с.) возбуждения* машины, необходимой для образования в воздушном зазоре машины магнитного потока, могущего навести заданную величину э. д. с. в обмотке якоря.

Зависимость э. д. с. машины от тока возбуждения $E = f(I_в)$ или н. с. возбуждения при постоянной скорости вращения $E = f(F)$ носит название *характеристики холостого хода.*

Зависимость магнитного потока от тока возбуждения $\Phi=f(I_в)$ или н. с. возбуждения $\Phi=f(F)$ носит название *характеристики намагничивания* машины.

Для расчета магнитной цепи вычерчивается эскиз поперечного сечения полюсной системы и якоря машины (см. фиг. 4. 4). Картина распределения магнитного поля в машине в пределах сектора AOB для всех таких секторов одинакова. Поэтому для определения н. с., образующей магнитный поток, достаточно ограничиться расчетом магнитного поля в пределах одного сектора, т. е. в пределах одной пары полюсов (или одного полюса).



Фиг. 4. 4. Магнитная цепь машины постоянного тока (поперечный разрез).

Расчет магнитной цепи основан, как известно, на законе полного тока:

$$\oint H_l\,dl=F, \tag{4.33}$$

где H_l — составляющая напряженности поля H в направлении dl;
F — полный ток внутри рассматриваемого контура; в данном случае — н. с. обмотки возбуждения двух полюсов.

Для расчета выбирают контур, проходящий через середину половины полюса, зубец, спинку якоря и корпуса.

Интеграл $\oint H_l dl$ обычно заменяют суммой $\Sigma H_x l_x$, выбирая отдельные участки магнитной цепи длиной l_x таким образом, чтобы H_x вдоль каждого из участков можно было бы считать приближенно постоянной. Тогда уравнение (4. 33) будет иметь вид:

$$H_1 l_1+H_2 l_2+\ .\ .\ .\ +H_n l_n=F, \tag{4.33a}$$

где $H_1 l_1$ и $H_2 l_2$... и т. д.— магнитные напряжения на участках длиной l_1, l_2 и т. д.

Порядок расчета магнитной цепи следующий.

1. Магнитная цепь разбивается на 6 участков (фиг. 4. 4), а именно: 1) воздушный зазор, 2) зубцы якоря, 3) спинка якоря, 4) полюс, 5) воздушный зазор между полюсом и корпусом, 6) корпус или ярмо.

2. По э. д. с. находится магнитный поток:

$$\Phi = \frac{60aE10^{-8}}{nNp}.$$

3. По магнитному потоку Ф и известному поперечному сечению участка магнитопровода S_x находят индукцию B_x:

$$B_x = \frac{\Phi}{S_x}. \tag{4.34}$$

4. По B_x, пользуясь кривой намагничивания выбранного сорта стали, находят напряженность магнитного поля H_x на данном участке магнитопровода; умножая H_x на среднюю длину силовой линии поля на этом участке l_x, получают F_x—магнитное напряжение на этом участке:

$$F_x = H_x l_x. \tag{4.35}$$

5. Суммируют магнитные напряжения всех участков для нахождения намагничивающей силы всей цепи.

Последовательность расчета характеристики холостого хода дана в табл. 4.4.

Таблица 4.4

К расчету характеристики холостого хода (на один полюс)

1	Отношение э. д. с. к номинальному напряжению	$\frac{E}{U_н}$
2	Магнитный поток	$\Phi = \frac{60aE}{nNp} 10^8$
3	Индукция в воздушном зазоре	$B_\delta = \frac{\Phi}{\alpha\tau l}$
4	Индукция в зубце	$B_{z1} = k_{z1} B_\delta$
5	То же	$B_{z2} = k_{z2} B_\delta$
6	»	$B_{z3} = k_{z3} B_\delta$
7	Напряженность поля в зубце	H_{z1}
8	То же	H_{z2}
9	»	H_{z3}
10	Средняя напряженность поля в зубце	$H_{z\,ср} = \frac{H_{z1} + 4H_{z2} + H_{z3}}{6}$
11	Н. с. зубца	$F_z = L_z H_{z\,ср}$
12	Индукция в спинке якоря	$B_я = \frac{\Phi}{2h_я l k_с}$

13	Напряженность поля в спинке якоря	$H_я$
14	Н. с. спинки якоря	$F_я=L_я H_я$
15	Н. с. воздушного зазора	$F_\delta=0,8k_\delta \delta B_\delta$
16	Н. с. переходного слоя	$F_S=F_\delta+F_я+F_z$
17	Магнитный поток в полюсе	$\Phi_m=k_\sigma \Phi$
18	Индукция в сердечнике полюса	$B_m=\frac{\Phi_m}{b_m l_m k_c}$
19	Напряженность поля в сердечнике полюса	H_m
20	Н. с. сердечника полюса	$F_m=L_m H_m$
21	Индукция в ярме	$B_j=\frac{\Phi_m}{2h_j l_j}$.
22	Напряженность поля в ярме	H_j
23	Н. с. ярма	$F_j=L_j H_j$
24	Н. с. стыка	$F_{ст}=0,002\,B_m$
25	Суммарная н. с. сердечника, стыка и ярма	$F_р=F_m+F_j+F_{ст}$
26	Полная н. с. на один полюс при холостом ходе	$F_0=F_S+F_р$

Здесь $\frac{E}{U_н}$ — отношение э. д. с. в данной точке характеристики к номинальному напряжению машины. Обычно берется 5÷6 точек характеристики — от $0,5U$ до $1,1U$ в двигателях и до $1,5U$ в генераторах. k_{z1}, k_{z2}, k_{z3} — зубцовые коэффициенты.

Поскольку индукция в любом сечении зубца B_{zk} на основании (4.3) равна

$$B_{zk}=\frac{B_\delta t}{k_c b_{zk}},$$

то обозначив через

$$k_{zk}=\frac{t}{k_c b_{zk}},$$

получают

$$B_{zk}=k_{zk}B_\delta.$$

Если зубец имеет параллельные стенки, то с достаточной точностью можно считать индукцию и напряженность магнитного поля в нем одинаковыми по всей высоте зубца. В этом случае определяется только один зубцовый коэффициент.

Если же зубец имеет неодинаковое сечение по высоте зубца, то, очевидно, индукция и напряженность магнитного поля в нем не одинаковы по высоте. В таком случае зубец по высоте разбивают на несколько сечений, находят в каждом сечении индукцию и напряженность магнитного поля, затем определяют среднюю напряженность магнитного поля в зубце по формуле приближенной квадратуры. Обычно достаточно бывает взять три сечения по высоте зубца *. Для определения зубцовых коэффициентов трех сечений зубца составляется таблица типа табл. 4. 5; здесь же определяется и пазовый коэффициент $k_п$, назначение и расчет которого даны ниже.

Таблица 4.5

Определение зубцовых коэффициентов

D_z	t_z	$b_п$	b_z	k_z	$k_п$

В табл. 4. 4 H_{z1}, H_{z2} и H_{z3} определяются по кривым намагничивания выбранного для якоря сорта стали (см. приложение 2).

Если расчетная индукция в зубце не превышает 18000 *гс*, то весь поток можно считать проходящим только через зубец, H_{zk} определяется в этом случае по основной кривой намагничивания. При расчетных индукциях в зубце свыше 18000 *гс* часть потока проходит по воздуху, через паз, и действительное значение индукции в зубце будет меньше расчетного. Коэффициент $k_п$, указанный в табл. 4. 5, дает возможность учесть уменьшение индукции в зубце в результате ответвления потока в паз, т. е. найти действительные индукцию и напряженность поля в зубце. Это производится следующим образом. Поток Φ_t, приходящийся на зубцовое деление, распадается на два потока: поток, проходящий через зубец Φ_z, и поток, проходящий через паз $\Phi_п$, т. е.

$$\Phi_t = \Phi_z + \Phi_п. \quad (4.36)$$

* Для практических расчетов принимают приближенно среднюю напряженность поля в зубце равной напряженности на расстоянии $\frac{1}{3}h_z$, считая от наиболее узкого сечения зубца, т. е. $H_{z\,ср} \doteq H_{z\,1/3}$.

Разделив обе части этого уравнения на сечение зубца S_{zk} и помножив $\Phi_п$ на отношение $\frac{S_{п\,k}}{S_{п\,k}}$, где $S_{п\,k}$ — сечение паза, получают

$$\frac{\Phi_t}{S_{zk}} = \frac{\Phi_z}{S_{zk}} + \frac{\Phi_п}{S_{п\,k}} \frac{S_{п\,k}}{S_{zk}} \tag{4.36а}$$

или, так как

$$\frac{\Phi_z}{S_{zk}} = B'_{zk}, \quad \frac{\Phi_z}{S_{zk}} = B_{zk} \text{ и } \frac{\Phi_п}{S_{п\,k}} = B_{п\,k},$$

а индукция в пазу

$$B_{п\,k} = \mu_0 H_{п\,k} 10^8 \; [гс],$$

то

$$B'_{zk} = B_{zk} + \mu_0 H_{п\,k} 10^8 \frac{S_{п\,k}}{S_{zk}}, \tag{4.36б}$$

где $\mu_0 = 1{,}256 \cdot 10^{-8}$ *гн/см* — магнитная проницаемость паза (воздуха).

Приближенно можно считать, что $H_{п\,k} = H_{zk}$, тогда уравнение (4.36б), если обозначить $\frac{S_{п\,k}}{S_{zk}} = k_{п\,k}$, принимает вид

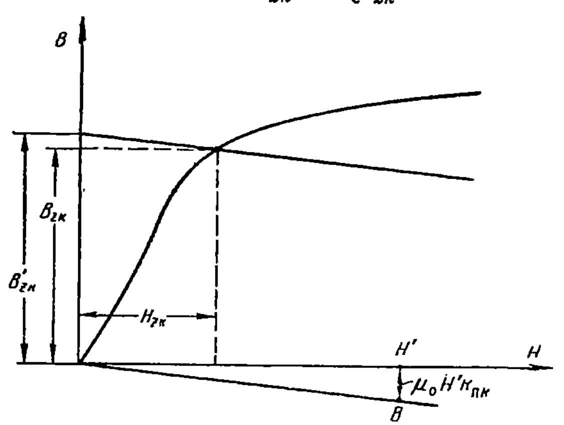
$$B'_{zk} = B_{zk} + \mu_0 H_{zk} k_{п\,k} 10^8. \tag{4.36в}$$

Из (4.36в) следует, что действительная индукция

$$B_{zk} = B'_{zk} - \mu_0 H_{zk} k_{п\,k} 10^8, \tag{4.37}$$

где B'_{zk} — расчетная индукция в зубце;

$$k_{п\,k} = \frac{S_{п\,k}}{S_{zk}} = \frac{b_{п\,k}}{k_c b_{zk}}.$$

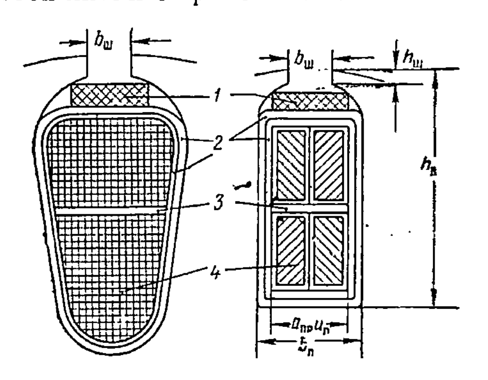


Фиг. 4.5. Определение действительной индукции в зубце.

Графическое решение этого уравнения дано на фиг. 4.5, где представлена кривая намагничивания стали $B = f(H)$.

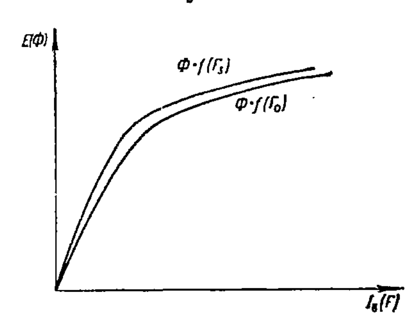
Это решение производится следующим образом. задаются некоторым произвольным значением H'; для этого H' подсчитывают произведение $\mu_0 H' k_{nk} 10^8$. От оси абсцисс в принятой точке откладывают вниз значение $\mu_0 H' k_{nk}$ в масштабе индукции и через полученную точку (на фиг. 4.5 точка B) и начало координат O проводят прямую OB.

Для нахождения B_{zk} и H_{zk} откладывают B'_{zk} по оси ординат и через эту точку проводят линию, параллельную OB. Пересечение этой линии с кривой намагничивания дает точку с координатами B_{zk} и H_{zk}, т. е. действительные значения индукции и напряженности поля в зубце.



Фиг. 4.6. Изоляция пазов авиационных машин постоянного тока при напряжении U до 30 *в*.

1—клин текстолитовый 0,5 *мм*, 2—изоляция паза—электрокартон 0,1—0,15 *мм*, 3—прокладка—электрокартон 0,2 *мм*, 4—провод обмоточный.



Фиг. 4.7. Характеристики холостого хода и переходная.

В табл. 4.4 L_z и L_m—средняя длина силовой линии соответственно в зубце и полюсе; $L_я$ и L_j—средняя длина силовой линии, соответственно, в спинке якоря и в ярме. Они определяются приближенно:

для прямоугольного паза

$$L_z = h_z, \tag{4.38}$$

для овального паза

$$h_z = h + \frac{1}{3}\frac{d_1 + d_2}{2}, \tag{4.38a}$$

$$L_я = \frac{\pi D_{я.\,ср}}{4p}, \tag{4.39}$$

$$L_j = \frac{\pi D_{j\,ср}}{4p}, \tag{4.39a}$$

где

$$D_{я.\,ср} = D_{вн} + h_я, \tag{4.40}$$

$$D_{j\,ср} = D_{j\,нар} - h_j. \tag{4.40a}$$

В табл. 4.4 k_δ — коэффициент воздушного зазора, учитывающий увеличение воздушного зазора зубчатого якоря по сравнению с гладким якорем:

$$k_\delta = \frac{t}{t - \frac{\gamma^2 \delta}{5+\gamma}}, \qquad (4.41)$$

где

$$\gamma = \frac{b_ш}{\delta}, \qquad (4.42)$$

$b_ш$ — ширина щели паза (фиг. 4.6).

По данным расчета магнитной цепи строят две характеристики холостого хода: переходную $\Phi = f(F_S)$ и полную характеристику намагничивания машины $\Phi = f(F_0)$ (фиг. 4.7). Переходная характеристика необходима для определения продольного размагничивающего действия поперечной реакции якоря.

Глава V

ОБМОТКА ВОЗБУЖДЕНИЯ

§ 1. ОПРЕДЕЛЕНИЕ НАМАГНИЧИВАЮЩЕЙ СИЛЫ ВОЗБУЖДЕНИЯ ПРИ НАГРУЗКЕ

При нагрузке машины обмотка возбуждения должна обеспечить н. с., достаточную не только для наведения заданной величины э. д. с. в обмотке якоря, но и для компенсации размагничивающего действия н. с. реакции якоря.

Поэтому н. с. обмотки возбуждения при нагрузке

$$F = F_0 + F_{я\,d}, \qquad (5.1)$$

где F_0 — намагничивающая сила, соответствующая необходимой при нагрузке э. д. с. E; определяется по характеристике холостого хода;

$F_{я\,d}$ — намагничивающая сила обмотки возбуждения, необходимая для компенсации размагничивающего действия реакции якоря.

Для определения F_0 необходимо уточнить значение E согласно (2.13) и (2.14), что можно сделать для машин параллельного возбуждения без дополнительных полюсов. Для машин с последовательным возбуждением и машин с параллельным возбуждением и дополнительными полюсами для определения E и F_0 берется сначала предварительное значение э. д. с. E, а окончательное определение E и F_0 производится после расчета обмоток возбуждения главных и дополнительных полюсов.

Из теории машин постоянного тока известно, что если щетки расположены на геометрической нейтрали, то при нагрузке машины якорь создает поток, направленный перпендикулярно потоку главных полюсов.

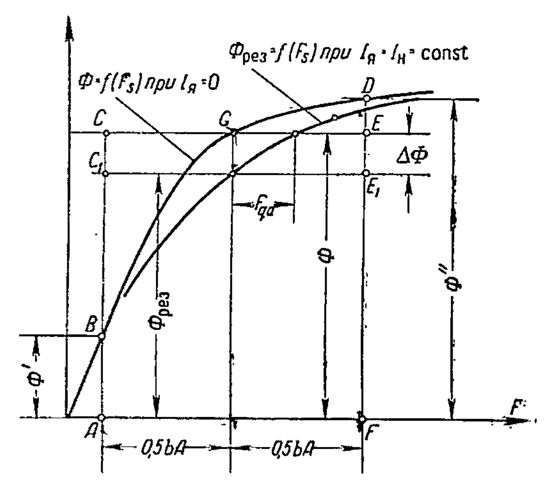
Поперечный магнитный поток якоря искажает поле в воздушном зазоре и вследствие насыщения магнитопровода уменьшает полез-

ный поток, которым определяется э. д. с. якоря. В этом смысле говорят о *продольном размагничивающем действии поперечной реакции якоря.*

Чаще всего в авиационных машинах постоянного тока щетки устанавливаются на геометрической нейтрали. В таких машинах практически действует только *поперечная* реакция якоря F_{qa}.

Количественно размагничивающее действие поперечной реакции якоря может быть определено следующим образом.

Н. с. якоря, как известно, если пренебречь действием поля якоря вне полюсной дуги, равна произведению bA. Она действует по обходу, включающему воздушный зазор, зубцы, спинку якоря и путь поперек полюса. Падением магнитного напряжения на участке поперек полюса можно пренебречь, так как насыщение здесь невелико. Поэтому считают, что н. с. якоря изменяет только магнитные напряжения воздушного зазора, зубцов и спинки якоря, и для определения размагничивающего действия реакции якоря используют переходную характеристику $\Phi=f(F_S)$ (фиг. 5. 1).



Фиг. 5. 1. Определение размагничивающего действия поперечной реакции якоря.

Для этого откладывают вправо и влево от значения $F_S=F_\delta+F_z+F_я$, соответствующего необходимому при номинальном режиме работы машины потоку Ф, н. с. якоря $0{,}5bA$, действующую под каждой половиной полюса. Тогда, очевидно, площадь прямоугольника $ACEF$ пропорциональна магнитному потоку при холостом ходе, площадь $ABGDF$ — магнитному потоку при нагрузке, причем, если зубцы и спинка якоря насыщены, то

$$S_{ACEF} > S_{ABGDF}.$$

Вследствие этого результирующий поток при нагрузке меньше, чем при холостом ходе. Количественно это уменьшение потока ΔФ можно выразить как

$$\Delta\Phi = \frac{S_1 - S_2}{bA}, \qquad (5.2)$$

где S_1 и S_2—площади криволинейных треугольников BCG и GDE, или приближенно

$$\Delta\Phi = \frac{\Delta\Phi' - \Delta\Phi''}{6}, \qquad (5.2a)$$

где

$$\Delta\Phi' = \Phi - \Phi', \tag{5.3}$$

$$\Delta\Phi'' = \Phi'' - \Phi. \tag{5.4}$$

Φ' и Φ'' — значения потоков, соответствующие отложенным влево и вправо н. с. $0{,}5bA$.

Для того чтобы найти значение н. с. F_{qd}, необходимой при нагрузке для восстановления потока до заданного значения, строят кривую $\Phi_{рез} = \Phi - \Delta\Phi = f(F_S)$ при $I_я = \text{const}$.

С этой целью для каждого из нескольких значений потока, укладывающихся в построенную переходную характеристику, определяют либо по формуле (5.2a), либо по чертежу (формула 5.2) значение $\Delta\Phi$ (S_1 и S_2 определяют по чертежу с помощью планиметра).

По данным расчетов составляются табл. 5.1 и 5.1a и строится кривая $\Phi_{рез} = \Phi - \Delta\Phi = f(F_S)$ при $I_я = \text{const}$ на том же графике, что и переходная характеристика (см. фиг. 5.1). Н. с. F_{qd} определяется как разность абсцисс этих кривых для значения потока Φ, соответствующего э. д. с. E при данном токе нагрузки $I_н$.

В том случае, если щетки сдвинуты с геометрической нейтрали, в машине при нагрузке появится еще и продольная н. с. якоря, которая может быть либо размагничивающей, либо подмагничивающей, в зависимости от направления сдвига щеток по отношению к направлению вращения машины.

Таблица 5.1

Определение результирующего потока при нагрузке

Φ				
Φ'				
Φ''				
$\Delta\Phi' = \Phi - \Phi'$				
$\Delta\Phi'' = \Phi'' - \Phi$				
$\Delta\Phi$				
$\Phi_{рез} = \Phi - \Delta\Phi$				

Таблица 5.1а

Ф				
S_1				
S_2				
S_1-S_2				
$\Delta\Phi=\frac{S_1-S_2}{bA}$				
$\Phi_{рез}=\Phi-\Delta\Phi$				

Количественно *продольная* н. с. якоря F_d может быть определена как

$$F_d=C_я A, \qquad (5.5)$$

где $C_я$ — сдвиг щеток относительно геометрической нейтрали, отнесенный к окружности якоря:

$$C_я=C_к\frac{D}{D_к}, \qquad (5.6)$$

здесь $C_к$ — сдвиг щеток по коллектору.

Полная н. с. возбуждения на один полюс при нагрузке определяется как

$$F=F_0+F_{я\,d}=F_0+F_{qd}\pm F_d^*. \qquad (5.7)$$

При расчете рабочих характеристик генераторов и двигателей необходимо еще иметь характеристику зависимости результирующего потока $\Phi_{рез}$ машины при данном токе нагрузки от полной н. с. F_0 всей цепи:

$$\Phi_{рез}=\Phi-\Delta\Phi=f(F_\delta+F_z+F_я+F_m+F_j+F_{ст})=f(F_0).$$

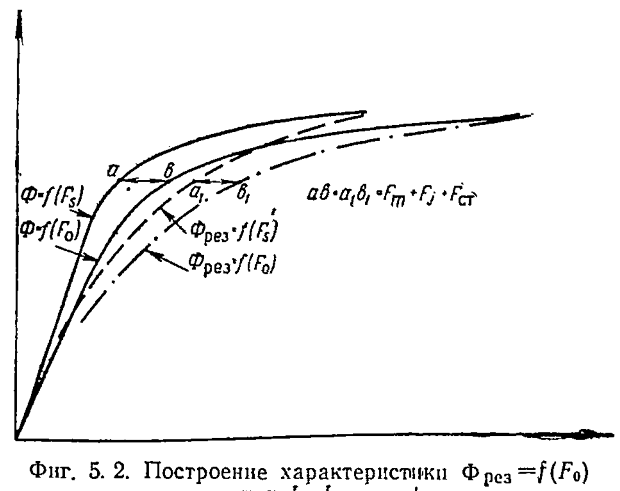
Такая характеристика может быть легко получена из переходных характеристик при холостом ходе и при нагрузке и из полной характеристики намагничивания при холостом ходе. Для этого характеристики $\Phi=f(F_S)$, $\Phi_{рез}=f(F_S)$ и $\Phi=f(F_0)$ строят на общем гра-

---

* В уравнении (5.7) F_d имеет знак плюс, когда щетки сдвигают по направлению вращения — в генераторе, против вращения — в двигателе (в этих случаях реакция якоря размагничивающая).

Против направления вращения в генераторе и по вращению в двигателе щетки сдвигают очень редко, так как, хотя при этом и создается подмагничивающая реакция якоря, однако ухудшается коммутация. В этом случае F_d входит в уравнение со знаком минус.

фике. Искомая характеристика $\Phi_{рез}=f(F_0)$ может быть построена путем прибавления к абсциссам переходной характеристики при нагрузке $\Phi_{рез}=f(F_S)$ отрезков *ав*, заключенных между переходной



Фиг. 5. 2. Построение характеристики $\Phi_{рез}=f(F_0)$ при $I=I_н=\text{const}$.

и полной характеристиками холостого хода (фиг. 5. 2), каждый из которых представляет собой н. с. полюсов, ярма и стыка при данном потоке.

§ 2. КОМПЕНСАЦИОННАЯ ОБМОТКА

В авиационных генераторах постоянного тока, работающих при широком диапазоне изменения скорости вращения и нагрузки, поле в воздушном зазоре сильно искажается полем реакции якоря, что приводит к повышению напряжения между соседними коллекторными пластинами. Последнее вызывает увеличение искрения и способствует возникновению кругового огня на коллекторе.

Поэтому в мощных авиационных генераторах возникает необходимость в выравнивании поля в воздушном зазоре, что достигается специальной распределенной обмоткой, так называемой *компенсационной,* которую закладывают в пазы, выштампованные в полюсных наконечниках главных полюсов, и включают последовательно с обмоткой якоря. Направление намотки компенсационной обмотки таково, что н. с. ее направлена встречно н. с. якоря.

Компенсационная обмотка усложняет изготовление машины и удорожает ее стоимость, однако надежность работы и перегрузочная способность машины при этом повышаются.

При наличии компенсационной обмотки уменьшаются н. с., а следовательно, и вес меди обмоток главных и дополнительных полюсов, так что общий вес меди увеличивается незначительно (в результате получения большей средней длины витка компенсационной обмотки по сравнению с обмотками возбуждения главных и дополнительных полюсов).

Наличие компенсационной обмотки позволяет повысить линейную нагрузку и тем самым уменьшить вес машины.

Применение компенсационной обмотки в стартер-генераторах повышает экономичность запуска (уменьшается расход емкости аккумуляторных батарей на один запуск, увеличивается число возможных запусков от одной батареи без подзарядки), однако продолжительность одного запуска при этом увеличивается.

Линейная нагрузка компенсационной обмотки принимается равной линейной нагрузке якоря A, т. е.

$$A_к = A. \tag{5.8}$$

В каждом пазу располагают обычно по одному стержню (проводнику). Сечение компенсационной обмотки

$$S_к = \frac{I_я}{a_к j_к}, \tag{5.9}$$

где $a_к$ — число параллельных ветвей компенсационной обмотки выбирается обычно кратным числу пар полюсов для удобства образования параллельных ветвей;

$j_к$ — плотность тока в компенсационной обмотке; для машин с продувом можно принимать $j_к = 12 \div 15$ *а/мм*^{2}.

Число стержней (пазов) компенсационной обмотки на одном полюсе

$$z_к = \frac{F_к a_к}{I_я}, \tag{5.10}$$

где $F_к = 0{,}5bA$ — н. с. компенсационной обмотки (на один полюс).

Остальная часть н. с. якоря $-0{,}5(\tau - b)A$ — компенсируется обмоткой дополнительных полюсов.

При применении компенсационной обмотки число дополнительных полюсов должно быть взято полным.

§ 3. РАСЧЕТ ОБМОТКИ ВОЗБУЖДЕНИЯ

Для расчета обмотки возбуждения полную н. с. F, найденную по формуле (5.8), увеличивают на $\sim 5\%$ на случай неточности расчета и колебаний величин сопротивлений обмоток якоря и возбуждения, а также свойств магнитных материалов, т. е.

$$F_в = 1{,}05F. \tag{5.11}$$

При наличии компенсационной обмотки

$$F_в = 1{,}05F_0. \tag{5.11a}$$

Авиационные машины постоянного тока и авиационные электродвигатели выполняются с последовательным, параллельным или смешанным возбуждением. Авиационные генераторы обычно имеют параллельное возбуждение.

Расчет параллельной обмотки возбуждения

Сечение меди обмотки возбуждения $S_в$ может быть получено следующим образом.

Ток возбуждения

$$I_в = \frac{U_в}{R_в}, \tag{5.12}$$

где $U_в$ — напряжение возбуждения;

$R_в$ — сопротивление обмотки возбуждения при рабочей температуре обмотки,

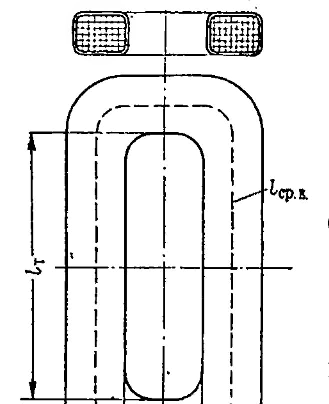
$$R_в = \rho_t \frac{l_{ср.в} w_в 2p}{S_в}, \tag{5.13}$$

здесь $w_в$ — число витков параллельной обмотки на одном полюсе;

$l_{ср.в}$ — средняя длина витка обмотки возбуждения,

$$l_{ср.в} = 2l_m + 2b_m + \pi b_к. \tag{5.14}$$

В формуле (5.14) $b_к$ — ширина катушки (фиг. 5.3). Предварительно принимают $b_к = 0{,}015 \div 0{,}02$ *м*.



Фиг. 5.3. Средняя длина витка обмотки возбуждения.

С другой стороны, ток возбуждения $I_в$ можно выразить как

$$I_в = \frac{F_в}{w_в}. \tag{5.15}$$

Подставив в (5.12) значения $R_в$ из (5.13) и $I_в$ из (5.15) и решив (5.12) относительно $S_в$, получают

$$S_в = \rho_t \frac{F_в l_{ср.в} 2p}{U_в}. \tag{5.16}$$

Из (5.16) видно, что сечение меди обмотки возбуждения при данном числе полюсов и длине машины прямо пропорционально н. с. возбуждения $F_в$ и обратно пропорционально напряжению на зажимах обмотки $U_в$.

Необходимо также отметить, что при расчете обмотки возбуждения электродвигателя $U_в$ — это напряжение сети. В генераторах с самовозбуждением, работающих совместно с регулятором напряжения, в цепь возбуждения последовательно с обмоткой включается сопротивление регулятора напряжения (например, угольный столб сопротивлением $R_у$). Поэтому напряжение в обмотке возбуждения генератора меньше, чем напряжение на щетках, на величину падения напряжения в этом добавочном сопротивлении.

Обычно рассчитывают обмотку возбуждения генераторов на $U_в = 14 \div 16$ *в*.

Ток возбуждения $I_в$ определяют как

$$I_в = j_в S_в,$$

где $j_в$ — допускаемая плотность тока в обмотке возбуждения, которая выбирается для машин длительного режима работы следующим образом:

а) с естественным охлаждением . . . . 3÷5 $а/мм^2$
б) с самовентиляцией . . . . 5÷7 „
в) с продувом . . . . 6÷8 „

Для машин кратковременного и повторно-кратковременного режимов работы с естественным охлаждением плотность тока может быть увеличена в $\sqrt{p_т}$ раз, т. е.

$$j_{в.\,пкр\,(кр)} = j_в \sqrt{p_т}.$$

Зная ток возбуждения, можно определить необходимое число витков $w_в$ обмотки возбуждения на одном полюсе:

$$w_в = \frac{F_в}{I_в}.$$

Однако таким образом определяется $w_в$ лишь для машин, работающих без регулятора напряжения. Число витков параллельной обмотки возбуждения генератора, работающего с угольным регулятором напряжения, определяется несколько иначе. Дело в том, что мощность, выделяющаяся в угольном столбе регулятора, соединенном последовательно с обмоткой возбуждения, не должна быть больше допустимой для данного типа регулятора. Значение максимальной мощности, выделяющейся в угольном столбе регулятора, может быть получено, если приравнять нулю производную по сопротивлению угольного столба $R_у$ от выражения мощности угольного столба

$$P_у = \frac{U^2}{(R_у + R_в)^2} R_у, \tag{5. 17}$$

т. е.

$$\frac{dP_у}{dR_у} = \frac{U^2}{(R_у + R_в)^2} - \frac{2R_у (R_у + R_в) U^2}{(R_у + R_в)^4} = 0. \tag{5. 18}$$

Решение уравнения (5. 18) показывает, что мощность, выделяющаяся в угольном столбе, будет максимальна, когда сопротивление $R_у$ столба становится равным сопротивлению обмотки возбуждения, т. е. при

$$R_у = R_в. \tag{5. 19}$$

Величина максимальной мощности угольного столба может быть определена, если в (5. 17) подставить $R_у = R_в$

$$P_{у\,max} = \frac{U^2}{4R_в}. \tag{5. 20}$$

Таким образом, для того чтобы в угольном столбе выделялась мощность не больше допустимой для данного типа регулятора, не-

обходимо, чтобы сопротивление обмотки возбуждения было не менее определяемой из (5. 20) величины, т. е.

$$R_в \geqslant \frac{U^2}{4P_{у\,max}}. \tag{5.21}$$

Зная допустимое минимальное сопротивление обмотки возбуждения, можно из (5. 13) определить необходимое число витков на один полюс:

$$w_в = \frac{R_в S_в}{l_{ср.\,в} 2p\rho_t}. \tag{5.22}$$

С другой стороны, при выбранном числе витков на полюс $w_в$ сопротивление обмотки возбуждения $R_в$ должно быть не более

$$R_в = \frac{U_в - I_в R_{у\,min\,раб}}{I_в}, \tag{5.23}$$

где

$$I_в = \frac{F_в}{w_в}.$$

Значения $R_{у\,min}$, $R_{у\,min\,раб}$, $P_{у\,max}$ некоторых типов авиационных угольных регуляторов напряжения приведены в табл. 5.2.

Таблица 5.2

Значения сопротивлений и мощности угольных регуляторов напряжения

Тип регулятора	$R_{у\,min\,раб}$ *ом*	$R_{у\,min}$ *ом*	$P_{у\,max}$ *вт*
Р-20	1,8—2	0,2—0,5	75
РУГ-82	1,2—1,5	0,15—0,3	170

Необходимо, кроме того, чтобы при удовлетворении вышеперечисленных условий потери в обмотке возбуждения не превышали величин, допустимых с точки зрения нагрева обмотки возбуждения, что окончательно может быть установлено только после теплового расчета всей машины, а в первом приближении плотность тока в обмотке возбуждения не должна превышать вышеуказанной величины.

После определения $w_в$ на чертеже магнитной системы (см. фиг. 4. 4) определяются размеры катушки и уточняются размеры полюса.

Размеры катушки определяются следующим образом:

а) число проводников по высоте катушки

$$N_h = \frac{h_p - \Delta_{из.\,к}}{d_{из}}, \tag{5.24}$$

где $h_р$ — высота сердечника полюса (см. фиг. 4.3),

$\Delta_{из.к}=1\div1,5$ *мм* — толщина изоляции катушки на две стороны;

$d_{из}$ — диаметр изолированного провода;

б) число проводников по ширине катушки

$$N_a=\frac{w_в}{N_h}; \tag{5.25}$$

в) ширина катушки

$$b_к=N_a d_{из}+\Delta_{из.к}. \tag{5.26}$$

Если подсчеты показывают, что катушка не умещается в отведенном для нее пространстве, то следует увеличить высоту полюса и, следовательно, при той же толщине корпуса увеличить наружный диаметр машины, после чего произвести пересчет N_h, N_a и $b_к$. Если же катушка размещается свободно, то необходимо уменьшить высоту полюса, т. е. снизить наружный диаметр. Правда, при этом увеличивается $b_к$, а также длина корпуса машины и средняя длина витка обмотки возбуждения, что иногда нежелательно.

В машинах с продувом или с внутренней вентиляцией необходимо предусмотреть между катушками каналы для прохода охлаждающего воздуха.

После окончательного определения размеров катушки уточняются средняя длина витка катушки $l_{ср.в}$, сопротивление обмотки возбуждения $R_в$ и н. с. обмотки возбуждения на один полюс

$$F_в=\frac{U}{R_в+R_у}w_в. \tag{5.27}$$

Расчет последовательной обмотки возбуждения

При расчете последовательной обмотки возбуждения сначала определяют число витков на один полюс $w_{в.п}$, т. е.

$$w_{в.п}=\frac{F_в}{I}. \tag{5.28}$$

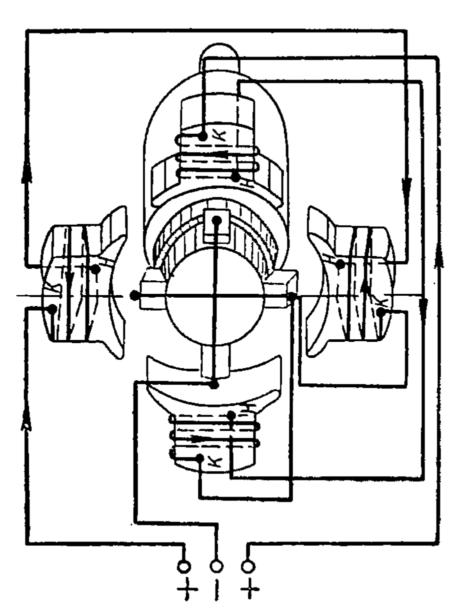
Для упрощения схемы управления электромеханизмом реверсивные авиационные электродвигатели иногда выполняются с двумя самостоятельными обмотками возбуждения на каждое направление вращения. По технологическим соображениям обмотки разного направления вращения располагаются на разных полюсах (фиг. 5.4). В этом случае число витков на полюс $w'_{в.п}$ определяется как

$$w'_{в.п}=\frac{2F_в}{I}. \tag{5.29}$$

Сечение меди обмотки $S_{в.п}$ определяется по допустимой плотности тока:

$$S_{в.п}=\frac{I}{j_в}. \qquad (5.30)$$

Плотность тока в последовательной обмотке может быть взята такой же, как и плотность тока в параллельной обмотке или даже несколько большей, особенно при применении прямоугольной меди.



Фиг. 5. 4. Схема соединения обмоток возбуждения реверсивного электродвигателя с последовательным возбуждением.

Рассчитанное по (5. 30) сечение уточняется по таблицам с округлением до ближайшего большего значения.

Последовательные обмотки могут выполняться как из круглого провода (при $S_{в.п}$ до 2 $мм^2$), так и из прямоугольного (при $S_{в.п}>2$ $мм^2$).

Далее определяются размеры катушки и уточняется размер полюса согласно (5. 23), (5. 24), (5. 25); по (5. 14) подсчитывается средняя длина витка; сопротивление последовательной обмотки

$$R_{в.п}=\rho_t\frac{l_{ср.в}w_{в.п}2p}{S_{в.п}}. \qquad (5.31)$$

В реверсивных электродвигателях с двумя обмотками сопротивление каждой из них

$$R'_{в.п}=\rho_t\frac{l_{ср.в}w'_{в.п}p}{S_{в.п}}. \qquad (5.32)$$

Расчет обмоток при смешанном возбуждении

При смешанном возбуждении обмотка возбуждения состоит из двух обмоток — параллельной и последовательной.

При смешанном возбуждении машины постоянного тока соотношение н. с. параллельной и последовательной обмоток зависит от требований, предъявляемых к машине.

Большинство авиационных двигателей смешанного возбуждения имеют основной параллельную обмотку и несколько последовательных витков для облегчения пуска или для регулирования скорости.

Генераторы смешанного возбуждения также имеют в качестве основной параллельную обмотку.

Каждая из этих обмоток рассчитывается вышеуказанными способами расчета параллельной и последовательной обмоток.

Глава VI

КОММУТАЦИЯ И РАСЧЕТ ДОПОЛНИТЕЛЬНЫХ ПОЛЮСОВ

§ 1. КОЛЛЕКТОР И ЩЕТКИ

При расчете обмотки якоря было установлено, что число коллекторных пластин K в соответствии с (3. 9) равно:

$$K = \frac{N}{2w_S}.$$

Величина коллекторного деления

$$t_к = \frac{\pi D_к}{K}$$

берется в пределах от 1,5 до 4,5 *мм*.

Толщина изоляции между пластинами $\Delta_к$ берется в пределах 0,4÷0,5 *мм*.

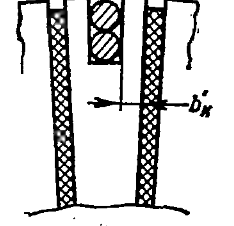
Ширина коллекторной пластины

$$\beta_к = t_к - \Delta_к. \tag{6. 1}$$

Диаметр рабочей поверхности коллектора (см. фиг. 6. 2)

$$D_к = \frac{t_к K}{\pi}. \tag{6. 2}$$

Минимальный размер $D_к$ ограничивается наименьшим значением $t_к$, которое из механических и технологических соображений не может быть меньше 1,5 *мм*. Максимальный размер $D_к$ ограничивается окружной скоростью (условиями коммутации и прочностью) и потерями на поверхности коллектора.



Фиг. 6. 1. Размеры коллекторной пластины.

Диаметр коллектора авиационных машин постоянного тока с естественным или наружным охлаждением обычно равен

$$D_к = (0{,}6 \div 0{,}8)\, D. \tag{6. 3}$$

У машин с внутренним охлаждением или с продувом

$$D_к = D,$$

так как внутри коллектора должны быть размещены вентиляционные каналы с достаточной поверхностью охлаждения.

После выбора $D_к$ и $t_к$ необходимо проверить размещение в прорези коллекторной пластины концов якорной секции (фиг. 6. 1). Толщина заплечика пластины $b'_к$ должна быть не менее 0,4 *мм*.

Окружная скорость коллектора

$$v_к = \frac{\pi D_к n}{60} \tag{6. 4}$$

не должна превосходить 50÷55 *м/сек*.

Общая площадь щеточного контакта одного болта

$$S_{щ}=\frac{I_{я}}{p_{щ}j_{щ}}, \qquad (6.5)$$

где $p_{щ}$ — число пар щеточных болтов,

$j_{щ}$ — допустимая плотность тока под щеткой.

Как известно, в случае волновой обмотки число пар щеточных болтов может быть взято от одного до p, т. е.

$$p_{щ.в}=1\div p. \qquad (6.6)$$

Однако желательно, чтобы $p_{щ.в}=p$, так как это сокращает осевую длину коллектора и при этом меньше э. д. с. $e_{р}$ и $e_{п\,q}$.

В случае петлевой обмотки

$$p_{щ.п}=p. \qquad (6.7)$$

Плотность тока под щеткой может быть взята:

для авиационных машин длительного режима работы

а) с продувом — $j_{щ}=16\div35$ *а/см²*,

б) с самоохлаждением — $j_{щ}=10\div20$ *а/см²*,

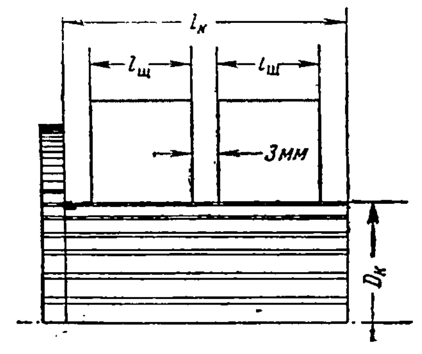
в) с естественным охлаждением — $j_{щ}=5\div10$ *а/см²*;

для машин повторно-кратковременного режима работы с естественным охлаждением плотность тока может быть выбрана из выражения

$$j_{щ.\,пкр(кр)}=j_{щ}\sqrt{p_{т}}. \qquad (6.8)$$

Ширина щетки должна быть достаточной для устойчивой работы щеточно-коллекторного узла, но не слишком большой во избежание чрезмерного расширения зоны коммутации. Обычно ширину щетки берут равной

$$b_{щ}=(1{,}5\div3{,}0)\,t_{к}. \qquad (6.9)$$



Фиг. 6. 2. К определению длины рабочей поверхности коллектора.

В авиационных машинах постоянного тока она не превышает 10 *мм*. Длина щетки $l_{щ}$ для обеспечения хорошей коммутации не должна, как правило, превышать 20÷25 *мм*. Размеры щеток $b_{щ}$ и $l_{щ}$ уточняются по табл. ГОСТ (см. приложение 3). Число щеток на один болт $n_{щ}$, равное

$$n_{щ}=\frac{S_{щ}}{l_{щ}b_{щ}}, \qquad (6.10)$$

должно быть целым числом.

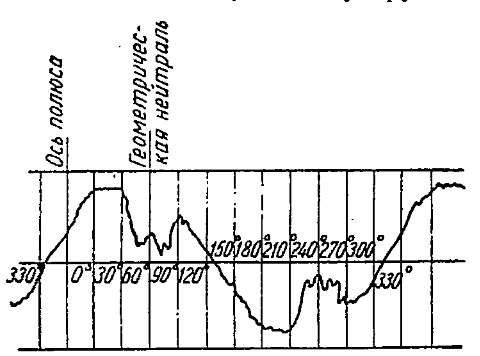
Полная длина рабочей поверхности коллектора $l_{к}$ (фиг. 6. 2) определится как

$$l_{к}=l_{щ}n_{щ}+(n_{щ}-1)(2\div3)+(5\div7)\ [мм]. \qquad (6.11)$$

§ 2. ОСОБЕННОСТИ И ПРОВЕРКА КОММУТАЦИИ АВИАЦИОННЫХ МАШИН ПОСТОЯННОГО ТОКА

Прежде чем перейти к непосредственному расчету коммутационных параметров, необходимо кратко отметить особенности коммутации авиационных машин постоянного тока. Эти особенности вызваны условиями эксплуатации и конструкцией авиационных машин постоянного тока.

Как уже говорилось выше, все авиационные электрические машины с целью уменьшения веса и размеров выполняются с высокой линейной нагрузкой (по сравнению с машинами общего применения), что ведет к увеличению реактивной э. д. с. $e_р$ в коммутируемой секции. Кроме того, авиационные генераторы большую часть времени работают с ненасыщенной магнитной системой, так как напряжение генератора при изменении скорости вращения должно оставаться постоянным, для чего при увеличении скорости уменьшают магнитный поток в генераторе, а следовательно, уменьшается и насыщение.



Фиг. 6. 3. Поле в воздушном зазоре самолетного генератора без дополнительных полюсов при нагрузке. Режим работы $I=I_н$; $n=1{,}5n_{min}$.

Поэтому авиационные генераторы постоянного тока, а также двигатели (у которых отношение $\frac{F_\delta + F_z + F_я}{0{,}5b\,A} < 1$) работают при сильно искаженном реакцией якоря магнитном поле (фиг. 6. 3).

Поле реакции якоря наводит в коммутируемых секциях э. д. с. $e_{я\,q}$, действующую согласно с реактивной электродвижущей силой $e_р$, что значительно усиливает искрение. С увеличением скорости вращения генераторов $e_р$ и $e_{я\,q}$ возрастают. Режим максимальной скорости является наиболее тяжелым режимом для генератора с точки зрения условий коммутации и износа щеток и коллектора.

Кроме того, как уже указывалось выше, авиационные электрические машины работают в условиях больших вибраций и тряски, что заставляет увеличивать в два-три раза (по сравнению с машинами общего применения) давление на щетки. Такое увеличение давления на щетки приводит к уменьшению переходного сопротивления щеточного контакта, что в свою очередь увеличивает ток коммутации, т. е. усиливает искрение под щеткой.

Авиационные электрические машины, кроме того, работают в условиях значительных изменений параметров окружающей среды: плотности, влажности и температуры воздуха. Как известно, при пониженных плотности и влажности воздуха (на высоте) наблюдается повышенный (в несколько раз больший, чем на земле) износ щеток, что также ведет к увеличению искрения.

Таким образом, условия коммутации авиационных электрических машин значительно тяжелее, чем у машин общего применения. Однако несмотря на эти тяжелые условия коммутация должна быть удовлетворительной, так как повышенное искрение особенно нежелательно в авиации. Удовлетворительная коммутация авиационных электрических машин может быть обеспечена правильным выбором марки щеток, применением рациональной конструкции щеткодержателей, устраняющих механические причины плохой коммутации, применением дополнительных полюсов и компенсационной обмотки.

Выбор марки щеток

Значительный износ щеток на больших высотах объясняется повышением коэффициента трения контакта «коллектор—щетка». Возрастание же коэффициента трения объясняется тем, что с подъемом на высоту изменяются плотность и влажность воздуха, что приводит к разрушению оксидной пленки на коллекторе, являющейся своеобразной «смазкой» его поверхности.

Поэтому высотные марки щеток должны каким-либо способом обеспечивать искусственную смазку поверхности коллектора. С этой целью они пропитываются специальными веществами, которые помогают сохранить оксидную пленку на коллекторе и способствуют сохранению постоянного значения коэффициента трения при увеличении высоты. Высотные щетки отечественного производства марки МГС (медно-графитно-свинцовые) изготавливаются путем добавления в щеточную массу свинцового порошка и олова. В настоящее время применяются высотные щетки марок МГС-7, МГС-8 и МГС-9.

Дополнительные полюсы

Как уже отмечалось выше, благодаря высокой линейной нагрузке и большой скорости вращения авиационных машин постоянного тока величина реактивной э. д. с. в коммутируемой секции достигает значительных размеров; коммутация в таких машинах всегда замедленная, а искрение значительное.

В этом случае принимаются специальные меры, уменьшающие реактивную э. д. с. в коммутируемой секции. Одной из них является создание в зоне коммутации специального поля, наводящего в коммутируемых секциях э. д. с. коммутации (вращения) $e_к$, действующей навстречу реактивной э. д. с.

Коммутирующее поле может быть создано или в результате сдвига щеток с геометрической нейтрали, при котором коммутируемые секции попадают в зону действия потока главных полюсов, или специальными дополнительными полюсами, устанавливаемыми в нейтральной зоне. В авиационных генераторах, имеющих при высоких скоростях опрокидывание поля, создание коммутирующего поля сдвигом щеток невозможно, так как при этом коммутируемая секция попадает в еще более сильное поле реакции якоря. Э. д. с. вращения от поля реакции якоря $e_{я\,q}$, как известно, совпадает по направлению

с реактивной э. д. с. $e_р$. Поэтому коммутация в этом случае может только ухудшиться. В электродвигателях без дополнительных полюсов, не имеющих опрокидывания поля, можно воспользоваться такой мерой только для нереверсивных двигателей, работающих при постоянной нагрузке, так как при переменной нагрузке необходимо, чтобы коммутирующее поле изменялось пропорционально изменению тока якоря, в то время как при сдвиге щеток получается постоянное независимое от тока коммутирующее поле. Кроме того, для создания коммутирующего поля сдвиг щеток нужно осуществлять по направлению вращения в генераторе и против вращения в двигателе, т. е. реакция якоря такой машины будет размагничивающей, что ведет к увеличению веса обмотки возбуждения и ухудшает пусковые свойства электродвигателей.

Поэтому коммутирующее поле в авиационных машинах постоянного тока чаще всего создается дополнительными полюсами, расположенными в нейтральной зоне, обмотка возбуждения которых соединена последовательно с якорем, так что намагничивающая сила дополнительных полюсов всегда пропорциональна току нагрузки. На первый взгляд может показаться, что дополнительные полюсы увеличивают вес и габариты машины, не говоря уже об усложнении и удорожании производства. Однако нужно помнить, что дополнительные полюсы применяются в машинах с повышенной линейной нагрузкой, а следовательно согласно основному расчетному уравнению (2.6) эти машины имеют меньший вес якоря. Поэтому обычно общий вес машины с дополнительными полюсами меньше, чем у такой же машины без дополнительных полюсов. Исключение составляют лишь машины малой мощности (менее 2 *квт*), у которых дополнительные полюсы обычно не применяются, так как для них усложнение и удорожание производства уже не оправдывается снижением веса и габаритов машины. Не применяют дополнительные полюсы и у авиационных электродвигателей постоянного тока мощностью до 10 *квт* повторно-кратковременного и кратковременного режимов работы, так как их срок службы обычно меньше, чем у машин длительного режима работы, и к ним предъявляют менее жесткие требования в отношении коммутации.

Проверка коммутации

Проверка коммутации состоит в определении средних значений реактивной э. д. с. $e_р$ и э. д. с. от поперечного поля реакции якоря $e_{яq}$, возникающих в коммутируемой секции, а также от ширины коммутационной зоны $b_{к.з}$.

Реактивная э. д. с. между смежными коллекторными пластинами

$$e_р = 2w_р v_я A \xi l 10^{-6} в, \qquad (6.12)$$

где $w_р$ — число витков в коммутируемой секции, причем для петлевой обмотки и волновой обмотки при $p_{ш.в} = p$

$$w_р = w_S, \qquad (6.13)$$

а для волновой обмотки при $p_{ш.в}=1$ или $p_{щ}=p$

$$w_р=pw_S; \qquad (6.14)$$

$v_я$ — окружная скорость якоря;

ξ — коэффициент средней удельной магнитной проводимости коммутируемой секции,

$$\xi=0,4\pi\left(\lambda_п\frac{k_\beta}{2\beta}+\lambda_z\frac{k_\beta}{2\beta}+\lambda_л+\lambda_{бж}\right), \qquad (6.15)$$

где k_β — определяется из табл. 6.1.

Таблица 6.1

Значения коэффициента k_β

β	$u_п=2$ для $\varepsilon_к$ =				$u_п=3$ для $\varepsilon_к$ =			$u_п=4$ для $\varepsilon_к$ =		
	0	1	2	3	0	1½	3	0	2	4
0,5	4,0	3,0	2,0	2,0	4,0	2,0	2,0	4,0	3,0	2,0
1,0	4,0	3,0	2,0	2,0	4,0	2,0	2,0	4,0	3,0	2,0
1,5	5,33	4,33	3,0	2,67	5,77	4,22	3,11	6,0	4,67	3,17
2,0	6,0	5,0	3,5	3,0	6,67	5,33	3,67	7,0	5,5	3,75
2,5	6,4	5,6	4,2	3,4	7,73	6,27	4,53	8,4	6,8	4,7
3,0	6,67	6,0	4,67	3,67	8,44	7,11	5,11	9,33	7,67	5,33
4,0	7,0	6,5	5,5	4,5	9,33	8,25	6,33	11,0	9,37	6,75

β — щеточное перекрытие коллекторных пластин, причем

$$\beta=\frac{b_ш}{t_к}; \qquad (6.16)$$

отношение $\frac{k_\beta}{2\beta}$ в (6.15) учитывает взаимоиндукцию коммутируемых секций;

$\lambda_п$, λ_z, $\lambda_л$ и $\lambda_{бж}$ — удельные магнитные проводимости соответственно паза, головок зубцов, лобовой части и бандажей.

Удельная магнитная проводимость паза может быть определена следующим образом:

для прямоугольных пазов

$$\lambda_п=\frac{h_1}{3b_п}+\frac{h_2}{b_п}+\frac{2h_3}{b_ш+b_п}+\frac{h_ш}{b_ш}, \qquad (6.17)$$

для овальных пазов

$$\lambda_п=0,62+\frac{2h}{3(d_1+d_2)}+\frac{h_ш}{b_ш}. \qquad (6.18)$$

Обозначения в формулах соответствуют фиг. 6.4.

Удельная магнитная проводимость головок зубцов рассчитывается следующим образом:

а) при наличии дополнительных полюсов

$$\lambda_z = 0{,}15 \frac{b_д}{k_{\delta д}\delta_д}, \qquad (6.19)$$

где $b_д$ — ширина наконечника дополнительного полюса, определяемая по (6.40),

$\delta_д$ — воздушный зазор под серединой дополнительного полюса;

$k_{\delta д}$ — коэффициент воздушного зазора;

б) при отсутствии дополнительных полюсов

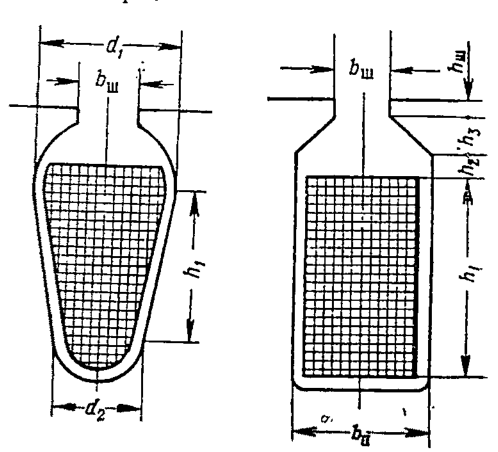
$$\lambda_z = 0{,}92 \lg \frac{\pi t}{b_ш}. \qquad (6.20)$$

Значение удельной магнитной проводимости лобовых частей определяется приближенно следующим образом:

$$\lambda_л = (0{,}5 \div 1{,}0) \frac{l_{лоб}}{l}. \qquad (6.21)$$

Значение $\lambda_{бж}$ определяется приближенно из выражения

$$\lambda_{бж} = \frac{30\,000 S_{бж}}{A b_{к.з} l}, \qquad (6.22)$$



Фиг. 6.4. К определению $\lambda_п$.

где $S_{бж}$ — полное сечение всех бандажей, наложенных по длине стали якоря;

$b_{к.з}$ — ширина коммутационной зоны, определяемая по (6.27).

Э. д. с. от поперечного поля реакции якоря. При отсутствии дополнительных полюсов

$$e_{я\,q} = 2 w_р v_я l B_{я\,q} 10^{-6} \cdot в; \qquad (6.23)$$

при половинном числе дополнительных полюсов

$$e_{я\,q} = w_р v_я l B_{я\,q} 10^{-6} \cdot в; \qquad (6.24)$$

при полном числе дополнительных полюсов, когда длина наконечника дополнительного полюса короче длины якоря,

$$e_{я\,q} = 2 w_р v_я (l - l_д) B_{я\,q} 10^{-6} \cdot в, \qquad (6.25)$$

где $l_д$ — длина наконечника дополнительного полюса по оси машины, которая обычно делается равной длине якоря,

$B_{я\,q}$ — индукция в зоне коммутации от действия поперечной реакции якоря, приближенно

$$B_{я\,q} \approx 1{,}25 \frac{A}{1-\alpha}. \qquad (6.26)$$

Для обеспечения удовлетворительной коммутации машин без дополнительных полюсов значение суммы $e_р+e_{я\,q}$ не должно превышать 1,5÷2,5 *в*. В противном случае машина должна снабжаться дополнительными полюсами.

Ширина зоны коммутации, т. е. длина дуги окружности якоря, на которой располагаются коммутируемые секции,

$$b_{к.з}=b'_щ+\left(u_п-\frac{a}{p}+\varepsilon_к\right)t'_к, \qquad (6.27)$$

где $b'_щ=b_щ\frac{D}{D_к}$ — приведенная к якорю ширина щетки, (6.28)

$t'_к=t_к\frac{D}{D_к}$ — приведенное к якорю коллекторное деление; (6.29)

$D_к$ — диаметр рабочей поверхности коллектора;

$u_п$ — число секционных сторон в одном слое паза (число коллекторных пластин на паз);

$\varepsilon_к$ — укорочение шага обмотки, выраженное в коллекторных делениях, т. е.

$$\varepsilon_к=\varepsilon_z\frac{K}{z}=\left(\frac{z}{2p}-y_z\right)\frac{K}{z}$$

или

$$\varepsilon_к=\frac{K}{2p}-u_п y_z. \qquad (6.30)$$

Как правило, ширина коммутационной зоны не должна превышать междуполюсного расстояния ($\tau-b$). На практике в авиационных электродвигателях без дополнительных полюсов (особенно для ПКР и КР) иногда допускают для сокращения длины машины отношение $\frac{b_{к.з}}{\tau-b}$ до 1,3. (6.31)

Для машин без дополнительных полюсов можно брать это отношение в пределах

$$0{,}85<\frac{b_{к.з}}{\tau-b}<1{,}3. \qquad (6.32)$$

Отношение меньше 0,85 брать не рекомендуется, так как это ведет к неполному использованию машины.

В машинах с дополнительными полюсами это отношение берется в пределах

$$0{,}6<\frac{b_{к.з}}{\tau-b}<0{,}85. \qquad (6.33)$$

Увеличение $b_{к.з}$ ведет к возрастанию потока, а следовательно, к возрастанию размеров дополнительного полюса — см. (6.38) и (6.40) — и насыщения магнитной цепи главных полюсов.

§ 3. ВЫБОР РАЗМЕРОВ ДОПОЛНИТЕЛЬНОГО ПОЛЮСА

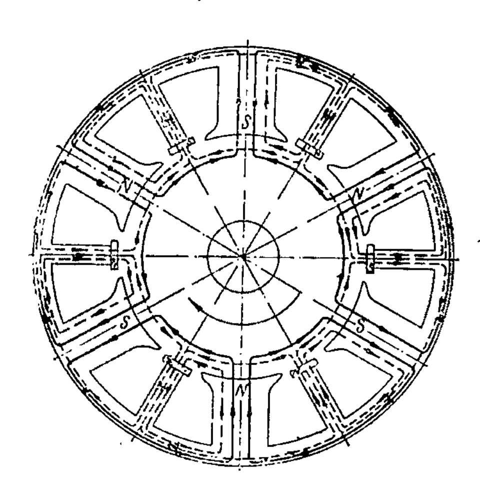
Индукция в воздушном зазоре под дополнительным полюсом должна быть выбрана таким образом, чтобы наведенная ею в коммутируемой секции э. д. с. $e_к$ обеспечивала некоторое ускорение процесса коммутации, для чего в авиационных машинах постоянного тока обычно принимают

$$e_к = e_р + e_{я\,q} + 0{,}25в, \qquad (6.34)$$

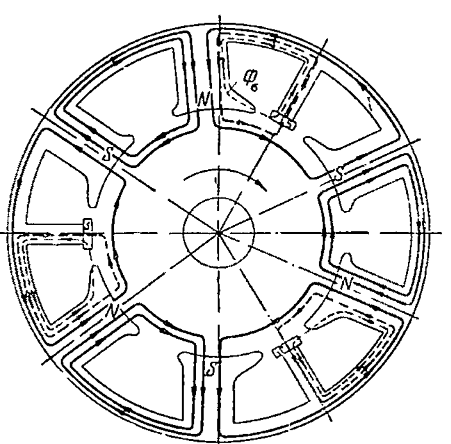
а так как коммутирующая э. д. с.

$$e_к = 2w_р v_я l_{р.д} B_к 10^{-6} в, \qquad (6.35)$$

то из (6.34), (6.35), (6.12), (6.23), (6.24) и (6.25) при условии равенства длины наконечника дополнительного полюса $l_д$ и длины якоря l получают индукцию $B_к$ в воздушном зазоре под дополнительным полюсом, а именно:



Фиг. 6. 5. Магнитная цепь машины постоянного тока с полным числом дополнительных полюсов.



Фиг. 6. 6. Магнитная цепь машины постоянного тока с половинным числом дополнительных полюсов.

а) при полном числе дополнительных полюсов (фиг. 6. 5)

$$B_к = \xi A + \frac{0{,}125 \cdot 10^6}{w_р v_я l}\ [гс], \qquad (6.36)$$

б) при половинном числе дополнительных полюсов (фиг. 6. 6)

$$B_к = 2\xi A + B_{я\,q} + \frac{0{,}25 \cdot 10^6}{w_р v_я l}\ [гс]. \qquad (6.37)$$

Зная $B_к$, определяют размеры дополнительного полюса.

Магнитный поток в воздушном зазоре под дополнительным полюсом

$$\Phi_д = B_к b_д l_д. \qquad (6.38)$$

Обычно

$$l_д = l. \qquad (6.39)$$

Ширина наконечника дополнительного полюса $b_д$ выбирается в соответствии с шириной зоны коммутации $b_{к.з}$. Обычно берут

$$b_д=\left(\frac{2}{3}\div\frac{3}{4}\right)b_{к.з}. \qquad (6.40)$$

Поток в сердечнике дополнительного полюса

$$\Phi_{m\,д}=k_{\sigma д}\Phi_д, \qquad (6.41)$$

где $k_{\sigma д}$ — коэффициент рассеяния дополнительных полюсов. Для авиационных машин постоянного тока можно принять

$$k_{\sigma д}=1{,}6\div 2{,}5. \qquad (6.42)$$

Сечение сердечника дополнительного полюса

$$S_{m\,д}=\frac{\Phi_{m\,д}}{B_{m\,д}}, \qquad (6.43)$$

где $B_{m\,д}$ — индукция в сердечнике дополнительного полюса.

Для того чтобы поток дополнительных полюсов $\Phi_д$ изменялся пропорционально току нагрузки, необходимо магнитную цепь дополнительных полюсов делать слабо насыщенной. Для номинального тока рекомендуется выбирать $B_{m\,д}\leqslant 10\,000\div 12\,000$ *гс* и дополнительный полюс выполнять из стали марки ЭА или ЭАА (сталь армко). Для этих же целей рекомендуется в машинах с дополнительными полюсами снижать насыщение спинки якоря и ярма, по которым проходит поток дополнительного полюса.

Длина сердечника дополнительного полюса $l_{m\,д}$ может быть равной длине якоря или укорочена в аксиальном направлении. Последнее делается для сокращения средней длины витка обмотки дополнительного полюса, а следовательно, для уменьшения потерь в меди обмотки дополнительного полюса.

Ширина сердечника дополнительного полюса

$$b_{m\,д}=\frac{S_{m\,д}}{l_{m\,д}}. \qquad (6.44)$$

Намагничивающая сила обмотки дополнительных полюсов

Н. с. обмотки возбуждения дополнительных полюсов $F_д$, необходимая для образования в воздушном зазоре под дополнительным полюсом требуемой величины индукции $B_к$, слагается из н. с., идущей на преодоление н. с. якоря $F_я$, и падения магнитного напряжения в цепи дополнительных полюсов $F_{o\,д}$ (см. фиг. 6. 5 и 6. 6), т. е.

$$F_д=F_я+F_{o\,д}, \qquad (6.45)$$

где

$$F_я=0{,}5A\tau \qquad (6.46)$$

на один полюс при полном или половинном числе дополнительных полюсов.

Определение $F_{о\,д}$ производится следующим образом.

Полное число дополнительных полюсов

1. Падение магнитного напряжения в воздушном зазоре под дополнительным полюсом

$$F_{\delta д}=0,8\delta_д k_{\delta д} B_к, \qquad (6.47)$$

где

$\delta_д$ — воздушный зазор под дополнительным полюсом,

$$\delta_д=(1,0\div 1,5)\,\delta;$$

$k_{\delta д}$ — коэффициент воздушного зазора дополнительного полюса,

$$k_{\delta д}=\frac{t}{t-\dfrac{\left(\dfrac{b_ш}{\delta_д}\right)^2\delta_д}{5+\dfrac{b_ш}{\delta_д}}}. \qquad (6.48)$$

2. Падение магнитного напряжения в зубце под дополнительным полюсом:

а) определяется индукция в трех сечениях зубца

$$B_{z\,д1}=k_{z1}B_к,$$
$$B_{z\,д2}=k_{z2}B_к, \qquad (6.49)$$
$$B_{z\,д3}=k_{z3}B_к,$$

где k_{z1}, k_{z2}, k_{z3} берутся из табл. 4.5;

б) по кривым намагничивания стали якоря (приложение 2) находятся напряженности магнитного поля в зубце H_{z1}, H_{z2}, H_{z3} и определяется средняя напряженность поля в зубце

$$H_{z\,д.ср}=\frac{H_{z\,д1}+4H_{z\,д2}+H_{z\,д3}}{6} \qquad (6.50)$$

и магнитное напряжение в нем

$$F_{z\,д}=L_z H_{z\,д.ср}. \qquad (6.51)$$

3. Падение магнитного напряжения в теле дополнительного полюса:

а) индукция в теле дополнительного полюса

$$B_{m\,д}=\frac{\Phi_{m\,д}}{b_{m\,д}l_{m\,д}}; \qquad (6.52)$$

б) напряженность поля в теле дополнительного полюса $H_{m\,д}$ определяется по кривой намагничивания материала дополнительного полюса;

в) магнитное напряжение в теле дополнительного полюса

$$F_{m\,д}=h_{m\,д}H_{m\,д}. \qquad (6.53)$$

4. Падение магнитного напряжения в спинке якоря от совместного действия потоков главных и дополнительных полюсов:

а) дополнительная индукция в спинке якоря от потока дополнительных полюсов

$$B_{я.д}=\frac{\Phi_д}{2h_я l k_c}; \qquad (6.54)$$

б) индукция в спинке якоря от согласного действия потоков главных и дополнительных полюсов

$$B'_{я.д}=B_я+B_{я.д}, \qquad (6.55)$$

где $B_я$ — индукция в спинке якоря при номинальном потоке главных полюсов (табл. 4. 4);

в) индукция в спинке якоря от встречного действия потоков главных и дополнительных полюсов

$$B''_{я.д}=B_я-B_{я.д}; \qquad (6.56)$$

г) напряженности поля в спинке якоря от согласного $H'_{я.д}$ и встречного $H''_{я.д}$ действий потоков главных и дополнительных полюсов определяются по кривым намагничивания стали якоря.

Магнитное напряжение в спинке якоря

$$F_{я.д}=\frac{H'_{я.д}-H''_{я.д}}{2}L_я. \qquad (6.57)$$

5. Падение магнитного напряжения в ярме корпуса от совместного действия потоков главных и дополнительных полюсов:

а) дополнительная индукция в ярме корпуса от потока дополнительных полюсов

$$B_{j\,д}=\frac{\Phi_{m\,д}}{2h_j l_j}; \qquad (6.58)$$

б) индукция в ярме от согласного действия потоков главных и дополнительных полюсов

$$B'_{j\,д}=B_j+B_{j\,д}, \qquad (6.59)$$

где B_j — индукция в ярме при номинальном потоке главных полюсов;

в) индукция в ярме от встречного действия потоков главных и дополнительных полюсов

$$B''_{j\,д}=B_j-B_{j\,д}; \qquad (6.60)$$

г) напряженность поля в ярме от согласного $(H'_{j\,д})$ и встречного $(H''_{j\,д})$ действий потоков главных и дополнительных полюсов

определяется по кривым намагничивания стали корпуса. Магнитное напряжение в ярме корпуса

$$F_{j\,д}=\frac{H'_{j\,д}-H''_{j\,д}}{2}L_j. \qquad (6.61)$$

Знак минус перед $H''_{я.д}$ и $H''_{j\,д}$ в формулах (6.57) и (6.61) взят потому, что падения магнитного напряжения $F''_{я.\,д}$ и $F''_{j\,д}$ направлены встречно по отношению к потоку дополнительных полюсов.

6. Падение магнитного напряжения в стыке «дополнительный полюс—корпус»:

$$F_{ст.д}=0{,}002B_{m\,д}. \qquad (6.62)$$

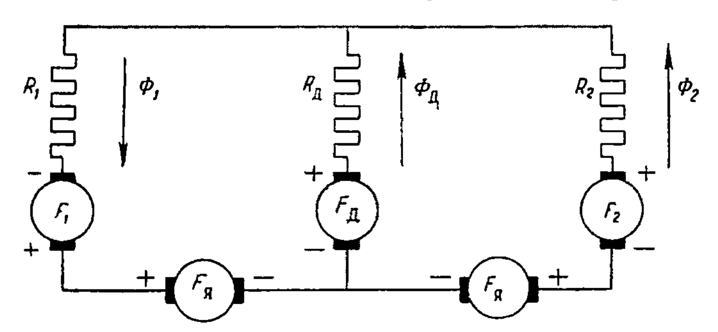
Полное падение магнитного напряжения в цепи дополнительных полюсов (на один полюс) определится как

$$F_{o\,д}=F_{\delta д}+F_{m\,д}+F_{z\,д}+F_{я.д}+F_{j\,д}+F_{ст.д}. \qquad (6.63)$$

Половинное число дополнительных полюсов

В этом случае поток дополнительного полюса замыкается через сердечник главного полюса.

Значение $F_{o\,д}$ может быть определено из решения схемы замещения (фиг. 6.7) магнитной цепи, изображенной на фиг. 6.6. В схе-



Фиг. 6.7. Электрическая схема замещения магнитной цепи машины постоянного тока с половинным числом дополнительных полюсов.

ме на фиг. 6.7 F_1 и F_2, Φ_1 и Φ_2 символизируют н. с. и потоки главных полюсов,

$F_д$ и $\Phi_д$— н. с. и поток дополнительного полюса;

R_1— магнитное сопротивление цепи главного полюса полярности, разноименной с дополнительным;

R_2— магнитное сопротивление цепи главного полюса полярности, одноименной с дополнительным;

$R_д$— магнитное сопротивление дополнительного полюса.

Во избежание усложнения схемы потоками рассеивания пока пренебрегают.

Составив уравнения по 1 и 2-у законам Кирхгофа,

$$\Phi_1 = \Phi_2 + \Phi_д, \quad (6.64)$$

$$F_1 - \Phi_1 R_1 - \Phi_д R_д + F_{o\,д} = 0, \quad (6.65)$$

$$F_2 - \Phi_2 R_2 + \Phi_д R_д - F_{o\,д} = 0, \quad (6.66)$$

где согласно (6.45)

$$F_{o\,д} = F_д - F_я,$$

и, решив их относительно Φ_1 и Φ_2, можно установить, что

$$\Phi_1 = \frac{F_1 + F_2}{R_1 + R_2} + \Phi_д \frac{R_2}{R_1 + R_2}, \quad (6.67)$$

$$\Phi_2 = \frac{F_1 + F_2}{R_1 + R_2} - \Phi_д \frac{R_1}{R_1 + R_2}, \quad (6.68)$$

а так как очевидно, что

$$F_1 = F_2 = F,$$

то

$$\Phi_1 = \frac{2F}{R_1 + R_2} + \Phi_д \frac{R_2}{R_1 + R_2} \quad (6.69)$$

и

$$\Phi_2 = \frac{2F}{R_1 + R_2} - \Phi_д \frac{R_1}{R_1 + R_2}. \quad (6.70)$$

В этих уравнениях $\frac{2F}{R_1 + R_2}$ определяет величину потока главных полюсов при отсутствии дополнительных.

Очевидно, если магнитная цепь ненасыщена, то можно приближенно считать $R_1 = R_2 = R$, и тогда уравнения принимают вид:

$$\Phi_1 = \frac{F}{R} + \frac{\Phi_д}{2}, \quad (6.71)$$

$$\Phi_2 = \frac{F}{R} - \frac{\Phi_д}{2}. \quad (6.72)$$

Таким образом, в ненасыщенной магнитной системе с половинным числом дополнительных полюсов поток одноименного главного полюса меньше, а поток разноименного главного полюса больше, чем поток главных полюсов машины без дополнительных полюсов, на величину $0{,}5\Phi_д$.

В насыщенной магнитной цепи $R_1 > R_2$, поэтому можно записать, что отношение

$$\frac{R_1}{R_1 + R_2} = \frac{1}{1 + \frac{R_2}{R_1}} > 0{,}5, \quad (6.73)$$

а отношение

$$\frac{R_2}{R_1 + R_2} = \frac{1}{1 + \frac{R_1}{R_2}} < 0{,}5, \quad (6.74)$$

т. е. для того чтобы в насыщенной системе определить величину потоков главных полюсов (Φ_1 и Φ_2), необходимо знать R_1 и R_2, которые, как известно, сами зависят от величины потоков Φ_1 и Φ_2.

В этом случае задачу необходимо решать методом последовательных приближений.

Однако, поскольку магнитную цепь, по которой замыкается поток дополнительного полюса, стремятся делать слабо насыщенной, то можно с достаточной точностью принять $R_1 = R_2$. При таком допущении н. с. $F_{о\,д}$ будет иметь несколько преувеличенное значение.

В этом случае индукцию коммутирующего поля выбирают как

$$B_{к} = 2\xi A + B_{я\,q}. \tag{6.75}$$

Очевидно, что для определения падения магнитного напряжения $F_{о\,д}$ достаточно рассчитать одну из цепей «дополнительный полюс — главный полюс».

Излагаемый ниже расчет ведется по цепи «дополнительный полюс — разноименный главный полюс», а именно:

1. Падение магнитного напряжения в сердечнике дополнительного полюса, в воздушном зазоре и в зубцах под дополнительным полюсом определяется так же, как это делалось при полном числе дополнительных полюсов.

2. Падение магнитного напряжения в зубцах под главными полюсами:

а) индукция в воздушном зазоре под главным полюсом от потока дополнительного полюса

$$B_{\delta\,д} = \frac{\Phi_{д}}{2bl}, \tag{6.76}$$

б) индукция в воздушном зазоре под главным полюсом от совместного действия потоков главных и дополнительных полюсов

$$B'_{\delta} = B_{\delta} + B_{\delta д}; \tag{6.77}$$

в) индукции в зубцах B'_{z1}, B'_{z2} и B'_{z3} определяются соответственно как

$$\begin{aligned} B'_{z1} &= k_{z1} B'_{\delta} \\ B'_{z2} &= k_{z2} B'_{\delta} \\ B'_{z3} &= k_{z3} B'_{\delta}. \end{aligned} \tag{6.78}$$

Для B'_{z1}, B'_{z2}, B'_{z3} по кривой намагничивания стали якоря находят соответственно H'_{z1}, H'_{z2}, H'_{z3} и определяют среднее значение $H'_{z\,ср}$:

$$H'_{z\,ср} = \frac{H'_{z1} + 4H'_{z2} + H'_{z3}}{6}. \tag{6.79}$$

Падение магнитного напряжения в зубцах под главными полюсами определяется далее как

$$F_{z\,\text{гл}} = L_z H'_{z\,\text{ср}}. \qquad (6.80)$$

3. Падение магнитного напряжения в воздушном зазоре под главным полюсом

$$F_{\delta\,\text{гл}} = 0{,}8 k_\delta \delta B'_\delta. \qquad (6.81)$$

4. Падение магнитного напряжения в сердечиике главиого полюса:

а) индукция B'_m в сердечнике главного полюса от совместного действия потока главного и дополнительного полюсов

$$B'_m = B_m + \frac{k_{\sigma\,\text{д}} \Phi_\text{д}}{2 b_m l_m}. \qquad (6.82)$$

По кривой намагничивания стали полюса по B'_m находят H'_m, а затем подсчитывают F_m как

$$F_m = L_m H'_m. \qquad (6.83)$$

5. Падение магнитного напряжения в спинке якоря:

а) индукция $B'_\text{я}$ в спинке якоря от совместного действия потоков главного и дополнительного полюсов определится как

$$B'_\text{я} = B_\text{я} + \frac{\Phi_\text{д}}{2 h_\text{я} l k_\text{c}}. \qquad (6.84)$$

По кривой намагничивания стали якоря по $B'_\text{я}$ находят соответствующее значение $H'_\text{я}$. Падение магнитного напряжения в теле якоря

$$F_\text{я} = L_\text{я} H'_\text{я}. \qquad (6.85)$$

6. Падение магнитного напряжения в ярме. Индукция в ярме от совместного действия потоков главного и дополнительного полюсов

$$B'_j = B_j + \frac{\Phi_\text{д} k_{\sigma\,\text{д}}}{2 h_j l_j}. \qquad (6.86)$$

По кривой намагничивания стали корпуса по B'_j находят соответствующее значение H'_j. Падение магнитного напряжения в ярме определяется как

$$F_j = L_j H'_j. \qquad (6.87)$$

7. Падение магнитного напряжения в стыках:

а) стык «дополнительный полюс — корпус» —

$$F_{\text{ст. д}} = 0{,}002 B_{m\,\text{д}}; \qquad (6.88)$$

б) стык «главный полюс — корпус» —

$$F_{\text{ст. гл}}=0{,}002B'_m. \qquad (6.89)$$

Полное падение магнитного напряжения в стыках цепи дополнительного полюса

$$F_{o\,\text{д}}=F_{\delta\,\text{д}}+F_{m\,\text{д}}+F_m+F_{z\,\text{д}}+F_{z\,\text{гл}}+$$
$$+F_{\delta\,\text{гл}}+F_{\text{я}}+F_j+F_{\text{ст. д}}+F_{\text{ст. гл}}-F, \qquad (6.90)$$

где F — н. с. обмотки главных полюсов (на один полюс).

На основании (6.45) н. с. обмотки дополнительных полюсов

$$F_{\text{д}}=0{,}5A\tau+F_{o\,\text{д}}. \qquad (6.91)$$

При наличии компенсационной обмотки

$$F_{\text{д}}=0{,}5A\tau+F_{o\,\text{д}}-z_k\frac{I_{\text{я}}}{a_k}. \qquad (6.91a)$$

При прямолинейной коммутации среднее значение тока в коммутируемых секциях равно нулю. Поэтому формулы для $F_{\text{д}}$ можно уточнить, а именно: при полном и половинном числе дополнительных полюсов н. с. обмотки дополнительных полюсов (на один полюс)

$$F_{\text{д}}=0{,}5A\,(\tau-b_{\text{к. з}})+F_{o\,\text{д}}. \qquad (6.92)$$

При наличии компенсационной обмотки

$$F_{\text{д}}=0{,}5A\,(\tau-b_{\text{к.з}})+F_{o\,\text{д}}-z_k\frac{I_{\text{я}}}{a_k}. \qquad (6.92a)$$

Авиационные машины постоянного тока часто выполняются с половинным числом дополнительных полюсов. Это объясняется тем обстоятельством, что при половинном числе дополнительных полюсов получается некоторая экономия веса и габаритов машины.

При одних и тех же размерах цепи главного полюса н. с. одного дополнительного полюса при половинном числе дополнительных полюсов больше, чем при полном их числе за счет:

дополнительного падения магнитного напряжения на участке «главный полюс — воздушный зазор — зубцы под главным полюсом», поскольку при половинном числе дополнительных полюсов поток дополнительного полюса замыкается через главный полюс и насыщает его и зубцы под ним (см. фиг. 6.6);

бóльшего падения магнитного напряжения в спинках якоря и корпуса;

большего падения магнитного напряжения в зазоре под дополнительными полюсами, так как индукция $B_{\text{к}}$ при половинном числе дополнительных полюсов в два с лишним раза больше.

Как известно, вес меди обмотки пропорционален н. с. и обратно пропорционален плотности тока.

Следовательно, вес одной катушки при половинном числе дополнительных полюсов больше, однако поскольку при этом самих

катушек в два раза меньше, то общий вес обмотки дополнительных полюсов при половинном их числе меньше, чем при полном. Кроме того, при одинаковых потерях в обмотке плотность тока при половинном числе дополнительных полюсов может быть взята большей, что также уменьшает вес обмотки дополнительных полюсов при половинном их числе.

Объем, а следовательно, и вес стали дополнительных полюсов, очевидно, почти одинаков в том и другом случае, если принять одинаковыми индукции в сердечнике дополнительного полюса.

Ниже в примере расчета генератора постоянного тока приведены сравнительные данные генератора с полным и половинным числом дополнительных полюсов.

§ 4. ОБМОТКА ДОПОЛНИТЕЛЬНЫХ ПОЛЮСОВ

Обмотка дополнительных полюсов рассчитывается так же, как и последовательная обмотка главных полюсов.

Число витков на одном дополнительном полюсе

$$w_д = \frac{F_д a_д}{I}, \tag{6.93}$$

где $a_д$ — число параллельных ветвей обмотки дополнительных полюсов, берется равным единице или кратным числу пар полюсов. В компенсированных машинах $a_д = a_к$.

Сечение меди обмотки дополнительных полюсов

$$S_д = \frac{I}{a_д j_д}, \tag{6.94}$$

где $j_д$ — плотность тока в обмотке дополнительных полюсов; обычно

$j_д = 9 \div 11$ *а/мм²* для машин с продувом;

$j_д = 7 \div 10$ *а/мм²* для машин с самовентиляцией.

Далее $S_д$ уточняется по таблицам обмоточных проводов (приложение 1) с округлением до ближайшего большего.

Как правило, обмотка дополнительных полюсов выполняется из прямоугольного провода. Выбор соотношений сторон сечения обмоточного провода зависит от конструкции полюса и способа намотки катушек.

После выбора меди обмотки вычерчивается эскиз магнитной системы главных и дополнительных полюсов, проверяется укладка катушек, уточняется размер дополнительных и (еще раз) главных полюсов, определяется ширина катушки дополнительного полюса; после этого подсчитывается средняя длина витка обмотки дополнительного полюса $l_{д.ср}$ и сопротивление обмотки дополнительного полюса $R_д$:

$$R_д = \rho_t \frac{l_{д.ср} w_д K_д}{S_д a_д}, \tag{6.95}$$

где $K_д$ — число последовательно соединенных катушек в одной параллельной ветви обмотки дополнительных полюсов;

$w_д$ — число последовательных витков в одной катушке.

После расчета обмотки дополнительных полюсов уточняются окончательно значения э. д. с. машины E, н. с. обмотки возбуждения и, если это необходимо, делается пересчет обмотки возбуждения.

Глава VII

ПОТЕРИ И К. П. Д.

§ 1. ВЕС АКТИВНЫХ МАТЕРИАЛОВ

К активным материалам электрической машины относят вес стали — якоря, полюсов (главных и дополнительных) и корпуса, а также вес меди — якоря и обмоток возбуждения (главных и дополнительных полюсов).

Строго говоря, вес коллектора следует также отнести к весу активных материалов, однако в заводской практике принято относить вес коллектора к конструктивному весу машины.

Вес активных материалов машины $G_{акт}$ определяется следующим образом.

Вес стали якоря

$$G_{ст.я} = G_z + G_я, \tag{7.1}$$

где вес спинки якоря

$$G_я = 7{,}8 k_c l \frac{\pi}{4} (D_з^2 - D_{вн}^2)\, 10^{-3} \ [кг], \tag{7.2}$$

вес зубцов

$$G_z = 7{,}8 k_c l \left[\frac{\pi}{4} (D^2 - D_з^2) - F_п z \right] 10^{-3} \ [кг], \tag{7.3}$$

здесь

D и l — в *см*,

$F_п$ — площадь паза в *см²*,

причем для пазов прямоугольной формы

$$F_п = b_п (h_п - h_ш) + b_ш h_ш, \tag{7.4}$$

где $h_ш$ — высота щели паза;

$b_ш$ — ширина щели паза;

для пазов овальной формы

$$F_п = \frac{\pi}{8} (d_1^2 + d_2^2) + \frac{d_1 + d_2}{2} h + h_ш b_ш. \tag{7.5}$$

Вес стали полюсов

$$G_m = 7{,}8 k_c 2p (S_н l_н + S_m l_m)\, 10^{-3} \ [кг], \tag{7.6}$$

здесь

$S_н$ — площадь поперечного сечения наконечника в $см^2$;

$l_н$ — длина наконечника полюса в *см;*

S_m — площадь поперечного сечения сердечника полюса в $см^2$;

l_m — длина сердечника полюса в *см.*

Вес станины (ярма)

$$G_j = 7{,}8 l_j \frac{\pi}{4} (D^2_{j\,нар} - D^2_{j\,вн})\, 10^{-3}\ [кг]. \qquad (7.7)$$

Вес дополнительных полюсов

$$G_д = 7{,}8\, 2p_д (l_{m\,д} S_д + l_{н.\,д} S_{н.\,д})\, 10^{-3}\ [кг]. \qquad (7.8)$$

Здесь

$l_{m\,д}$ — длина сердечника дополнительного полюса;

$S_д$ — площадь поперечного сечения сердечника дополнительного полюса;

$l_{н.\,д}$ — длина наконечника дополнительного полюса;

$S_{н.\,д}$ — площадь поперечного сечения наконечника дополнительного полюса;

$2p_д$ — число дополнительных полюсов.

Вес изолированной меди якоря

$$G_{м.\,я} = 9{,}1 N l_{ср\,^1/_2} S_я 10^{-3}\ [кг]. \qquad (7.9)$$

Вес меди обмотки возбуждения:
параллельной

$$G_{м.\,пр} = 9{,}1 \cdot 2p w_{пр} l_{ср.\,пр} S_{в.\,пр} 10^{-3}\ [кг], \qquad (7.10)$$

последовательной

$$G_{м.\,п} = 9{,}1 \cdot 2p w_п l_{ср.\,п} S_{в.\,п} 10^{-3}\ [кг], \qquad (7.11)$$

обмотки дополнительных полюсов и компенсационной

$$G_{м.\,д} = 9{,}1 \cdot 2p_д w_д k_д a_д l_{ср.\,д} S_д 10^{-3}\ [кг]. \qquad (7.12)$$

В формулах (7.9)—(7.12) средняя длина витка берется в *м*, сечение меди в $мм^2$.

Полный вес активных материалов

$$G_{акт} = G_{ст} + G_м, \qquad (7.13)$$

где

$$G_{ст} = G_z + G_я + G_m + G_д + G_j, \qquad (7.14)$$

$$G_м = G_{м.\,я} + G_{м.\,в} + G_{м.\,д} + G_{м.\,к}. \qquad (7.15)$$

Полный вес машины

$$G = k_к G_{акт}. \qquad (7.16)$$

Для авиационных генераторов постоянного тока конструктивный коэффициент

$$k_к = 2{,}2 \div 1{,}8, \qquad (7.17)$$

уменьшаясь для более мощных машин.

Для авиационных электродвигателей постоянного тока

$$k_к = 2{,}0 \div 1{,}4. \qquad (7.18)$$

§ 2. ПОТЕРИ И К. П. Д

Для определения к. п. д. и мощности машины, а также для теплового расчета необходимо знать *потери*, возникающие в ней при работе.

Потери в машине постоянного тока, как известно, складываются из

а) потерь в меди обмоток якоря и возбуждения,

б) потерь в стали от гистерезиса и вихревых токов,

в) потерь механических от трения: щеток о коллектор, вращающихся частей машины о воздух, в подшипниках, вентиляционных потерь,

г) электрических потерь в щеточном контакте,

д) потерь дополнительных.

Определение потерь

1. Потери в меди якоря

$$P_{м.\,я} = I^2 R_я. \qquad (7.19)$$

2. Потери в меди обмотки возбуждения:
параллельной

$$P_{м.\,пр} = \frac{U_в^2}{R_{в.\,пр}}, \qquad (7.20)$$

последовательной

$$P_{м.\,п} = I^2 R_{в.\,п}, \qquad (7.21)$$

дополнительных полюсов и компенсационной

$$P_{м.\,д} = I^2 (R_д + R_к). \qquad (7.22)$$

3. Потери в щеточном контакте (электрические)

$$P_{щ.\,э} = I \Delta U_щ. \qquad (7.23)$$

4. Потери в стали

$$P_{ст} = k w_0 k_f \left[\left(\frac{B_{z2}}{10^4} \right)^2 G_z + \left(\frac{B_я}{10^4} \right)^2 G_я \right] \ [вт], \qquad (7.24)$$

где k — технологический коэффициент, обычно

$$k = 2{,}0 \div 3{,}0; \qquad (7.25)$$

w_0 — удельные потери для данного сорта стали, берутся из ГОСТ или ВТУ (приложение 2);

k_f — коэффициент частоты, вычисляется как

$$k_f = \left(\frac{f}{50}\right)^{1,3} \qquad (7.26)$$

или берется по кривой фиг. 7.1;

B_{z2} — индукция в среднем сечении зубца;

G_z — вес зубцов;

$B_я$ — индукция в спинке якоря;

$G_к$ — вес спинки якоря.

5. Потери на трение щеток о коллектор

$$P_{тр.щ} = 9,81 \cdot 2p_щ S_щ f_щ v_к \mu \ [вт], \qquad (7.27)$$

где $f_щ$ — удельное давление на щетку, для генераторов

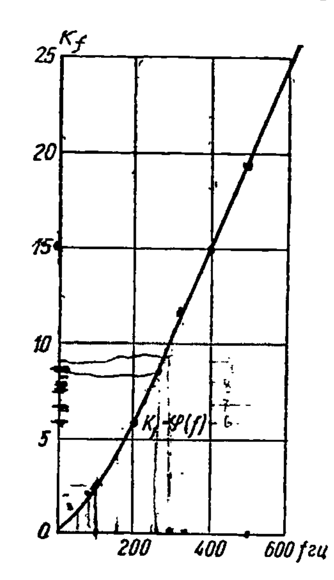
$$f_щ = 0,5 \div 1,0 \ кг/см^2; \qquad (7.28)$$

для электродвигателей

$$f_щ = 0,3 \div 0,8 \ кг/см^2; \qquad (7.29)$$

μ — коэффициент трения, принимаемый равным

$$\mu = 0,2 \div 0,3; \qquad (7.30)$$



Фиг. 7.1. К определению потерь в стали.

$v_к$ — окружная скорость коллектора в *м/сек*,

$$v_к = \frac{\pi D_к n}{60}.$$

6. Потери на трение в подшипниках

$$P_{тр.п} = k_п G_п d_0 n 10^{-4} \ [вт], \qquad (7.31)$$

здесь $G_п$ — нагрузка на подшипниках,

$$G_п = G_{м.я} + G_{ст.я} + G_к; \qquad (7.32)$$

$k_п = 3 \div 7$;

d_0 — диаметр окружности центров шариков подшипника;

$G_к$ — вес коллектора.

7. Потери на трение якоря о воздух

$$P_V = 0,33 \cdot 10^{-16} n^3 D^5 \left(1 + \frac{l_я}{D}\right) \ [вт], \qquad (7.33)$$

где $l_я$ — общая длина якоря с учетом вылета лобовых частей.

Для авиационных машин постоянного тока можно принимать

$$\sum (P_{тр.п} + P_V) = 4\% P_н. \qquad (7.34)$$

8. Дополнительные потери

$$P_{доп} = 0,01 P_н. \qquad (7.35)$$

Общие потери в машине определятся суммой

$$\sum P = P_{м.\,я} + P_{м.\,в} + P_{щ.\,э} + P_{ст} + P_{тр.\,щ} + P_{тр.\,п} + P_V + P_{доп}. \quad (7.36)$$

Так как потребляемая мощность

$$P_1 = P_н + \sum P, \quad (7.37)$$

то к. п. д. машины

$$\eta = \frac{P_н}{P_1} = \frac{P_н}{P_н + \sum P}. \quad (7.38)$$

Для электродвигателя определяется потребляемый из сети ток

$$I = \frac{P_1}{U} \quad (7.39)$$

и сравнивается с первоначально принятым значением тока. В случае расхождения более чем на 5% делается пересчет E и F, а также потерь в меди обмоток, обтекаемых током якоря, общих потерь, и снова определяется ток.

Глава VIII

РАБОЧИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ

§ 1. РАБОЧИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ГЕНЕРАТОРОВ И ДВИГАТЕЛЕЙ

Для генератора рабочими характеристиками являются *внешняя* $U = f(I)$ при $R_в = \text{const}$ и $n = \text{const}$ и *регулировочная* $I_в = f(I)$ при $U = \text{const}$ и $n = \text{const}$.

Внешняя и регулировочная характеристики могут быть построены, если имеется семейство *нагрузочных* характеристик $U = f(I_в)$ при $n = \text{const}$ для различных токов нагрузки генератора (фиг. 8.1).

Фиг. 8.1. Нагрузочные характеристики генератора постоянного тока и характеристика $U_в = I_в R_в$.

Нагрузочная характеристика для любого значения тока якоря может быть получена из характеристики результирующего потока в машине при этом токе нагрузки $\Phi_{рез} = f(F)$. Для этого ординаты кривой $\Phi_{рез} = f(F)$ умножают на коэффициент

$$c_E = \frac{p}{a}\frac{N}{60} n\, 10^{-8} \quad (8.1)$$

и из произведения $c_E \Phi_{рез} = E$ вычитают падения напряжения в обмотках якоря, дополнительных полюсов, компенсационной и последовательной, а также под щетками:

$$U = c_E \Phi_{рез} - I(R_я + R_д + R_к + R_{вп}) - \Delta U_щ, \quad (8.2)$$

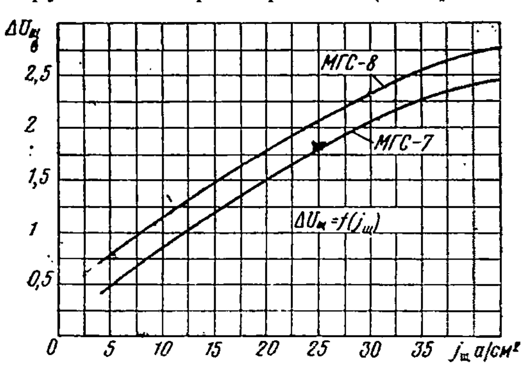
где $\Delta U_{щ}$ определяется по кривым фиг. 8. 2 — по плотности тока под щеткой; абсциссы нагрузочной характеристики $I_в$ определяются как

$$I_в = \frac{F - Iw_{в.\,п}}{w_{в.\,пр}}. \qquad (8.3)$$

Внешняя характеристика, приведенная на фиг. 8. 3, строится следующим образом: на том же графике, где нанесено семейство нагрузочных характеристик (см. фиг. 8. 1), строят характеристику падения напряжения в цепи возбуждения $U_в = f(I_в)$ по двум точкам, первая из которых является началом координат, а вторая определяется как

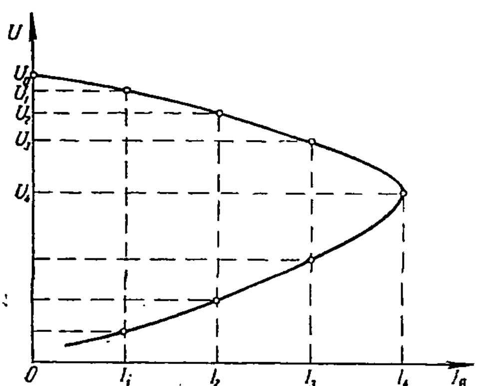
$$U_в = I_в R_в, \qquad (8.4)$$

где $I_в$ — произвольное значение тока возбуждения. На пересечении характеристики цепи возбуждения с нагрузочными характеристиками получают точки искомой внешней характеристики.

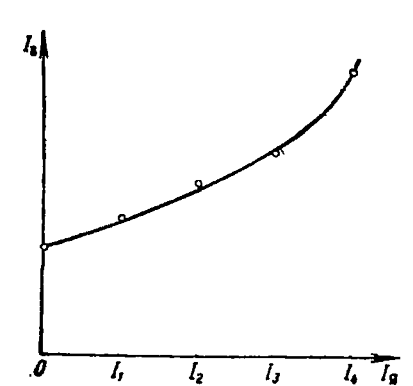


Фиг. 8. 2. Падение напряжения под щетками.

Точки регулировочной характеристики, приведенные на фиг. 8. 4, получают на пересечении характеристики $U = U_н = \text{const}$ с кривыми семейства нагрузочных характеристик фиг. 8. 4.



Фиг. 8. 3. Внешняя характеристика генератора постоянного тока.



Фиг. 8. 4. Регулировочная характеристика генератора постоянного тока.

Основными рабочими характеристиками двигателя постоянного тока являются *механическая* $n = f(M)$, а также характеристики $I = f(M)$ и $\eta = f(M)$, где M — полезный момент на валу двигателя; вместо M часто пользуются значением полезной мощности P_2 на валу, т. е. рассматривают рабочие характеристики

$$n = f(P_2); \quad I = f(P_2) \quad и \quad \eta = f(P_2).$$

Схема расчета указанных характеристик дана в табл. 8. 1.

Таблица 8.1

Схема расчета рабочих характеристик электродвигателя постоянного тока

№ по пор.	$I_я/I_{я\ ном}$	0	0,25	0,5	1,01	1,5		Размерность
1	$I_я(R_я+R_д'+R_к+R_{в.п}')$							*в*
2	$\Delta U_щ$							*в*
3	$\sum\Delta U=I_я\sum R+\Delta U_щ$							*в*
4	$E=U-\sum\Delta U$							*в*
5	$F_в=Iw_{в.п}+\frac{U}{R_в}\ w_{пр}$							ампер-виткн
6	$\Phi_{рез}$ (по кривым)							*мксв*
7	$n=\frac{60aE}{pN\Phi_{рез}}\ 10^8$							об/мин
8	$f=\frac{pn}{60}$; $k_f=\left(\frac{f}{50}\right)^{1,3}$							*гц*
9	$B_я=\frac{\Phi_{рез}}{2h_я l k_с}$							*гс*
10	$B_\delta=\frac{\Phi_{рез}}{bl}$							*гс*
11	$B_{z2}=k_{z2}B_\delta$							*гс*
12	$P_{ст}=kw_0k_f\left[\left(\frac{B_я}{10^4}\right)^2G_я+\left(\frac{B_{z2}}{10^4}\right)^2G_z\right]$							*вт*
13	$P_{м.я}=I_я^2R_я$							*вт*
14	$P_{щ.э}=I_я\Delta U_щ$							*вт*
15	$P_{тр.щ}=9,81\cdot 2p_щ f_щ S_щ v_к\mu$							*вт*
16	$P_в=I_я^2R_{в.п}+\frac{U^2}{R_в}$							*вт*
17	$P_д+P_к=I_я^2(R_д+R_к)$							*вт*
18	$P_{доп}+P_{мех}=5\%\ R_н$							*вт*
19	$\sum P$							*вт*
20	$P_1=UI$							*вт*
21	$P_2=P_1-\sum P$							*вт*
22	$M=\frac{P_2\ 10^2}{1,028\ n}$							*кГсм*
23	$\eta=\frac{P_2}{P_1}$							

Расчет ведется в следующем порядке:

1. Задаются несколькими значениями тока якоря в пределах от 0 до пускового тока (тока короткого замыкания), определяемого следующим образом:

$$I_к = \frac{U - \Delta U_щ}{R_я + R_д + R_к + R_{в.\,п}}, \qquad (8.5)$$

где

$\Delta U_щ = 1{,}5 \div 2{,}0$ *в* для электродвигателей мощностью до 500 *вт*;
$\Delta U_щ = 2{,}0 \div 3{,}0$ *в* для электродвигателей мощностью $500 \div 2000$ *вт*;
$\Delta U_щ = 3{,}0 \div 5{,}0$ *в* для электродвигателей мощностью более 2000 *вт*;
$R_я$, $R_д$, $R_к$, $R_{в.п}$— берутся для нагретого состояния электродвигателя.

2. Для каждого значения тока якоря находят э. д. с. якоря

$$E = U - \sum (R_я + R_д + R_к + R_{в.\,п}) I - \Delta U_щ. \qquad (8.6)$$

3. Для каждого значения тока якоря определяют значение н. с. возбуждения $F_в$, которая в общем случае (смешанное возбуждение) будет иметь следующий вид:

$$F_в = I w_{в.\,п} + \frac{U_в}{R_в} w_{в.\,пр}. \qquad (8.7)$$

Далее определяют результирующий магнитный поток электродвигателя для каждого значения тока нагрузки по соответствующей этому току кривой $\Phi_{рез} = f(F)$ при $I_я = \text{const}$.

5. Для каждого значения тока находят скорость вращения двигателя

$$n = \frac{60 a E 10^8}{p N \Phi_{рез}}. \qquad (8.8)$$

6. Для подсчета потерь в стали определяют частоту перемагничивания

$$f = \frac{pn}{60} \qquad (8.9)$$

и коэффициент частоты $k_f = \left(\frac{f}{50}\right)^{1,3}$ (или по кривым фиг. 7.1).

7. По известному потоку $\Phi_{рез}$ определяют индукции B_{z2} и $B_я$, которые необходимы для расчета потерь в стали.

8. Для каждого значения тока определяются потери машины.

9. Вычитая из потребляемой мощности сумму потерь, находят полезную мощность P_2 на валу электродвигателя:

$$P_2 = P_1 - \sum P.$$

10. По известным P_2 и n находят полезный момент на валу

$$M = \frac{P_2 10^2}{1{,}028 n} \; [кгсм]. \qquad (8.10)$$

Пусковой момент $M_п$ (момент короткого замыкания) определяется по электромагнитному моменту при коротком замыкании.

$$M_{к.э} = \frac{p}{61{,}8a} N\Phi_к I\, 10^{-6} \ [кгсм], \tag{8.11}$$

где $\Phi_к$ находят по кривой $\Phi_{рез} = f(F)$ при $I_я = I_к = \text{const}$, а именно: полезный пусковой момент на валу $M_п$ равен электромагнитному моменту за вычетом моментов потерь на трение $M_{тр}$ и гистерезис $M_г$, т. е.

$$M_п = M_{к.э} - M_{тр} - M_г. \tag{8.12}$$

В выражении (8.12) момент потерь на трение состоит из моментов потерь на трение в подшипниках и трения щеток о коллектор

$$M_{тр} = \frac{D_к}{2} 2p_щ S_щ f_щ \mu + k_ш G_ш d_0 10^{-4}\, [кгсм], \tag{8.13}$$

а момент потерь на гистерезис определяется как

$$M_г = \frac{p}{61{,}9} k w_{о.г} \left[\left(\frac{B_я}{10^4}\right)^2 G_я + \left(\frac{B_{z2}}{10^4}\right)^2 G_z \right] \tag{8.14}$$

(обычно по сравнению с $M_{к.э}$ момент потерь на гистерезис составляет небольшую величину и им можно пренебречь).

Кратность пускового момента приближенно (с запасом) определяется как кратность электромагнитного момента при коротком замыкании, т. е.

$$m_п = m_{к.э} = \frac{M_{к.э}}{M_{н.э}}$$

или

$$m_п \approx \frac{\Phi_к I_к}{\Phi I}.$$

Максимальная мощность генератора в режиме стартера

При определении возможности использования авиационного генератора в качестве стартера для запуска авиадвигателя необходимо знать максимальную мощность, которую может развить генератор в режиме двигателя (стартера).

Допустим, что электродвигатель развивает максимальную мощность на валу при максимальной электромагнитной мощности.

Величину максимальной электромагнитной мощности можно получить, если приравнять нулю первую производную по току $I_я$ от выражения электромагнитной мощности

$$P_э = E I_я,$$

а так как

$$E = U - \Delta U_щ - I_я \sum R, \tag{8.15}$$

где

$$\sum R = R_я + R_д + R_к + R_{в.\,п} + R_б \qquad (8.16)$$

и $R_б$ — внутреннее сопротивление батареи аккумуляторов, то

$$P_э = (U - \Delta U_щ - I_я \sum R)\, I_я, \qquad (8.17)$$

$$\frac{dP_э}{dI_я} = U - \Delta U_щ - 2I_я \sum R, \qquad (8.18)$$

откуда при $P_э = \max$

$$U - \Delta U_щ - 2I_я \sum R = 0, \qquad (8.19)$$

$$I_я = \frac{U - \Delta U_щ}{2\sum R}, \qquad (8.20)$$

но поскольку ток короткого замыкания якоря

$$I_к = \frac{U - \Delta U_щ}{\sum R}, \qquad (8.21)$$

то ток якоря, при котором электромагнитная мощность максимальна,

$$I_{я\,\max} = \frac{I_к}{2}; \qquad (8.22)$$

соответствующая э. д. с.

$$E_{\max} = \frac{U - \Delta U_щ}{2}. \qquad (8.23)$$

Тогда максимальная электромагнитная мощность в режиме стартера

$$P = E_{\max} I_{я\,\max} = \frac{(U - \Delta U_щ)^2}{4\sum R}.$$

Определение максимальной полезной мощности и момента на валу стартер-генератора производится по вышеуказанной схеме.

§ 2. ВРЕМЯ ЗАПУСКА И ТОРМОЖЕНИЯ ЭЛЕКТРОДВИГАТЕЛЯ

В некоторых случаях требуется знать время запуска и время торможения электродвигателя, а также определить угловое перемещение вала электродвигателя в течение определенного времени с момента подачи или отключения напряжения. Эти задачи могут быть решены путем графического интегрирования основного уравнения привода:

$$M_{дв} = M_с = M_J = J\frac{d\omega}{dt}, \qquad (8.24)$$

где $\dot{M}_{дв}$ — момент, развиваемый приводным двигателем;
M_c — момент сопротивления (нагрузки и потерь);
M_J — динамический момент;
$\frac{d\omega}{dt}$ — угловое ускорение, сообщаемое системе „двигатель — механизм";
J — момент инерции вращающихся частей.

Момент сопротивления M_c может быть задан постоянным или меняющимся по известному закону в зависимости от скорости вращения. Момент инерции вращающихся частей определяется расчетным путем (гл. VIII, § 3).

Решение уравнения (8. 24) относительно t дает:

$$t = J \int_{\omega_1}^{\omega_2} \frac{d\omega}{M_{дв} - M_c} \qquad (8.25)$$

или

$$t = \frac{\pi}{30} J \int_{n_1}^{n_2} \frac{dn}{M_{дв} - M_c}. \qquad (8.26)$$

Для графического решения уравнения (8. 26) интеграл заменяют суммой. Тогда уравнение (8. 26) будет иметь вид

$$t = \frac{\pi}{30} J \sum_{n_1}^{n_2} \frac{\Delta n}{\Delta M}, \qquad (8.27)$$

где $\Delta M = M_{дв} - M_c$ — среднее значение динамического момента на отрезке Δn.

Определение t. 1. На один график наносятся характеристики $n = f(M_{дв})$ и $n = f(M_c)$ и по ним строятся характеристики $n = f(\Delta M)$ и $n = f\left(\frac{1}{\Delta M}\right)$ (фиг. 8. 5). Для этого расчета удобно пользоваться табл. 8. 2.

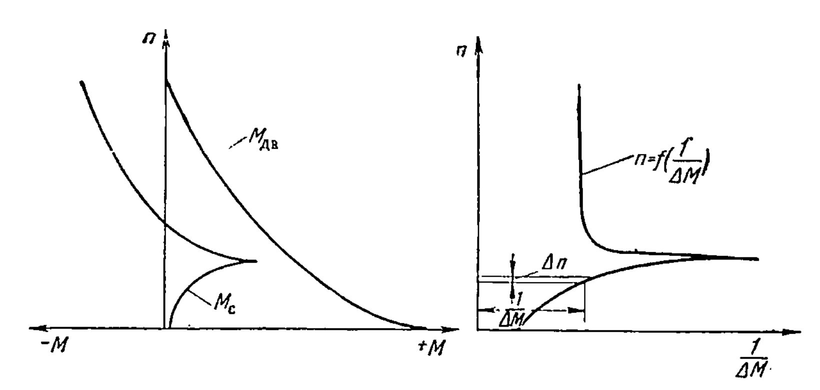
Таблица 8.2

n	об/мин.	0	100	200	и т. д.
$M_{дв}$	*кгсм*				
M_c	*кгсм*				
ΔM	*кгсм*				
$\frac{1}{\Delta M}$	1/*кгсм*				

2. Характеристика $n = f\left(\frac{1}{\Delta M}\right)$ разбивается на участки через $\Delta n = 50 \div 100$ об/мин. в каждом.

Если считать, что на каждом таком участке Δn значение величины $\frac{1}{\Delta M}$ остается постоянным и равным среднему значению, то время Δt, в течение которого скорость изменяется на Δn об/мин, будет равно:

$$\Delta t = c\frac{\Delta n}{\Delta M} = c\Delta S, \qquad (8.28)$$



Фиг. 8.5. К определению времени разбега электродвигателя.

где ΔS — площадь прямоугольника с основанием Δn и высотой $\frac{1}{\Delta M}$, т. е.

$$\Delta S = \Delta n \frac{1}{\Delta M} \ [мм^2], \qquad (8.29)$$

а

$$c = \frac{\pi}{30} J m_n m_{1/\Delta M}, \qquad (8.30)$$

здесь m_n — масштаб по оси n,

$m_{1/\Delta M}$ — масштаб по оси $\frac{1}{\Delta M}$.

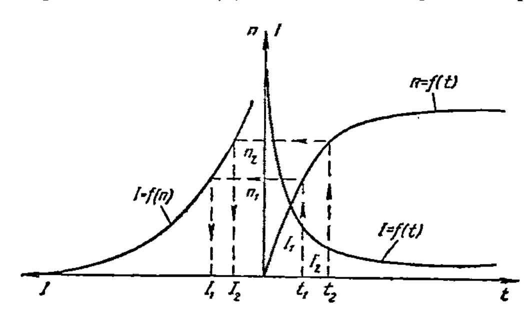
Для подсчета общего времени составляется табл. 8.3.

По данным табл. 8.3 строится характеристика $n = f(t)$ (фиг. 8.6).

Для определения углового перемещения вала электродвигателя за некоторый промежуток времени от подачи или отключения напряжения необходимо графически проинтегрировать полученную зависимость $n = f(t)$. Кроме того, иногда необходимо бывает знать изменение тока электродвигателя во времени при запуске (для теплового расчета, для определения расхода емкости аккумуляторных батарей при питании электродвигателей стартеров и т. д.). Для этого

n	об/мин	0	50	100	150	200	и т. д.
Δn	*мм*						
$\dfrac{1}{\Delta M}$	*мм*						
$\Delta S=\dfrac{\Delta n}{\Delta M}$	*мм*^{2}						
Δt	сек.						
t	сек.						

в двух квадрантах вычерчиваются характеристики $n=f(t)$ — в правом и $I=f(n)$ — в левом (см. фиг. 8.6). Для нескольких значений t по характеристике $n=f(t)$ находят скорость вращения двига-



Фиг. 8. 6. Построение кривой изменения тока электродвигателя при разбеге.

теля, по кривой $I=f(n)$ — значения тока электродвигателя для соответствующей скорости. Таким образом строится характеристика $I=f(t)$.

§ 3. МОМЕНТ ИНЕРЦИИ ВРАЩАЮЩИХСЯ ЧАСТЕЙ

Момент инерции машины постоянного тока определяется как сумма моментов инерции его отдельных вращающихся частей: якоря, коллектора, вала, вентилятора и т. д.

Момент инерции якоря определяется как сумма моментов инерции спинки, зубцов и обмотки якоря, а именно:

а) момент инерции спинки якоря

$$J_я=\gamma_{ст}\,(D_з^4-D_{вн}^4)\,l\cdot 10^{-7}\ \ [кг\,см\,сек^2], \qquad (8.31)$$

где $\gamma_{ст}$ — удельный вес стали;

б) момент инерции зубцов

$$J_z = G_z (D^2 - D_3^2). \tag{8.32}$$

где G_z— вес зубцов, определяемый по (7.3);

в) момент инерции обмотки якоря

$$J_{обм.\,я} = G_{м.\,я} (D^2 - D_3^2), \tag{8.33}$$

где $G_{м.я}$ — вес меди обмотки якоря, определяемый из (7.9);

г) момент инерции якоря

$$J_{як} = J_я + J_z + J_{обм.\,я}\,. \tag{8.34}$$

Момент инерции вала определяется как сумма моментов инерции отдельных частей вала:

$$J_в = \gamma_c \sum d_в^4 l_в, \tag{8.35}$$

где $d_в$ — диаметр части вала,

$l_в$ — длина части вала.

Момент инерции коллектора

$$J_к = \gamma_к [(D_к^4 - D_{к.вн}^4)\, l_к + (D_{к.\,п}^4 - D_к^4)\, l_п], \tag{8.36}$$

где $\gamma_к$ — средний удельный вес коллектора, причем для коллектора на стальной втулке

$$\gamma_к \approx 8{,}5 \div 8{,}3 \ г/см^3, \tag{8.37}$$

для коллектора на пластмассе

$$\gamma_к \approx 7 \div 7{,}5 \ г/см^3. \tag{8.38}$$

Аналогичным образом определяются момент инерции вентилятора и момент инерции вращающихся частей муфты, если машина снабжена электромагнитной муфтой торможения или сцепления — торможения.

Полный момент инерции

$$J = J_{як} + J_в + J_к + J_в + J_м. \tag{8.39}$$

Глава IX

РАСЧЕТ ЭЛЕКТРОМАГНИТНОЙ МУФТЫ

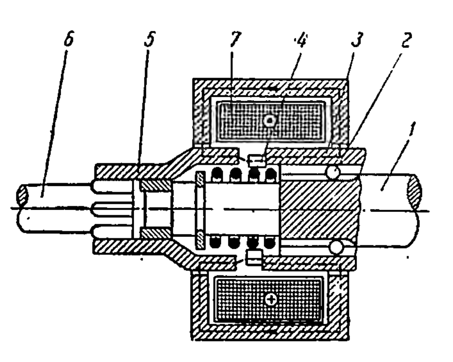
§ 1. КОНСТРУКЦИЯ И ПРИНЦИП ДЕЙСТВИЯ ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫХ МУФТ

Электромагнитные муфты применяются в авиационных электромеханизмах для уменьшения выбега исполнительного механизма. Авиационные электродвигатели, как известно, имеют большие скорости вращения и несмотря на небольшой момент инерции, якорь обладает большим запасом кинетической энергии. Вследствие этого выбег исполнительного механизма может получиться затяжным.

Для сокращения выбега исполнительного механизма между электродвигателем и исполнительным механизмом ставят электромагнитную муфту, которая отсоединяет высокоинерционную часть электромеханизма — электродвигатель — от исполнительного механизма, обладающего по сравнению с якорем двигателя ничтожным моментом инерции.

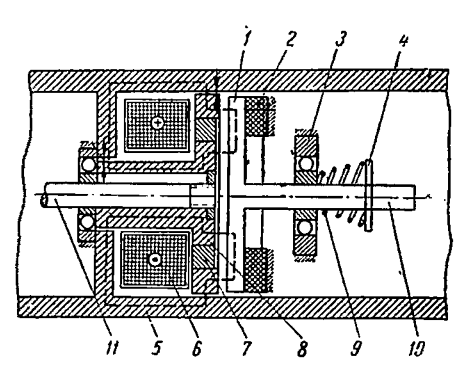
Такая электромагнитная муфта носит название муфты *сцепления*. Устройство ее ясно из фиг. 9. 1.

При прохождении тока по обмотке ведомая часть муфты притягивается к ведущей и в результате сил трения вращающий момент от электродвигателя передается к исполнительному механизму.



Фиг. 9. 1. Электромагнитная муфта сцепления.

1—ведущий вал, 2—шариковая шпонка, 3—якорь электромагнита, 4—кулачковое сцепление, 5—ведомая часть муфты, 6—ведомый вал, 7—катушка электромагнита муфты.



Фиг. 9. 2. Комбинированная электромагнитная муфта сцепления — торможения.

1—якорь муфты, 2—тормозное кольцо, 3—подшипник, 4—упор, 5—корпус муфты, 6—катушка электромагнита, 7—немагнитное кольцо, 8—сердечник муфты, 9—пружина, 10—ведомый вал, 11—ведущий вал.

При выключении питания пружина отжимает ведомую часть от ведущей. Время торможения исполнительного механизма без электродвигателя получается значительно меньшим, чем время торможения всего электромеханизма в целом.

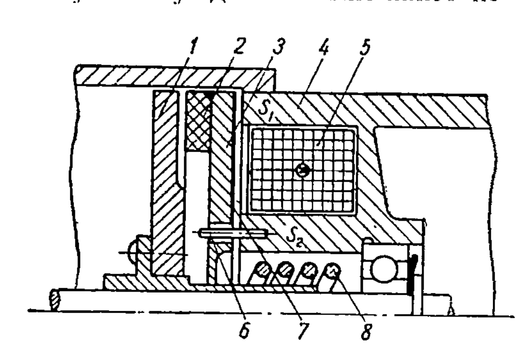
В настоящее время в авиационных электромеханизмах применяют главным образом *комбинированные муфты сцепления—торможения*, обеспечивающие в несколько раз меньшие выбеги, чем муфты сцепления. В таких муфтах (фиг. 9. 2) после отключения питания пружина не только разъединяет ведущую и ведомую части механизма, но и прижимает к неподвижному тормозному кольцу *2* якорь муфты *1*, жестко связанный с ведомой частью, и таким образом, затормаживает последнюю.

В электромеханизмах малой мощности (до 100 *вт*) с относительно небольшим моментом инерции применяют муфты *торможения*.

В этом случае электродвигатель и редуктор связаны жестко, и муфта осуществляет торможение всего электромеханизма в целом. Конструкция такой муфты изображена на фиг. 9. 3. Муфта торможения значительно проще по конструкции, чем муфта сцепления—

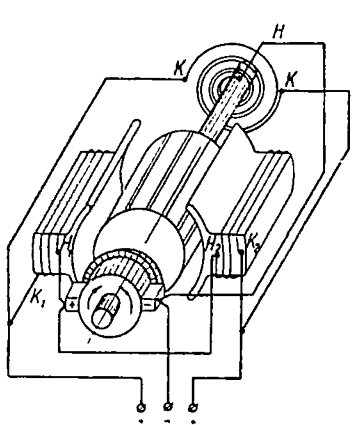
торможения, однако последняя обеспечивает значительно меньший выбег в силу того, что в ней торможению подвергается только малоинерционная ведомая часть электромеханизма.

Обмотку электромагнита муфты по соображениям надежности работы электромеханизма желательно включать последовательно с якорем двигателя. Однако в тех электромеханизмах, где возможен генераторный режим, обмотка муфты должна иметь независимое питание. В реверсивных электродвигателях последовательного возбуждения в целях использования для управления простейшего контактора и двухштырькового малогабаритного штепсельного разъема обмотку возбуждения выполняют по



Фиг. 9. 3. Электромагнитная муфта торможения (расторможенное состояние).

1—тормозной диск, 2—тормозное кольцо (пробковое), 3—якорек муфты, 4—магнитопровод (корпус) муфты, 5—катушка, 6—направляющий штифт, 7—немагнитное покрытие или шайба, 8—пружина.



Фиг. 9. 4. Трехточечная схема соединения обмотки муфты в реверсивном электромеханизме.

так называемой трехточечной схеме, т. е. катушку муфты выполняют из двух параллельных проводов и выводы от нее делают в трех точках (фиг. 9. 4).

Требования, предъявляемые к электромагнитным муфтам авиационных механизмов

1. Муфта сцепления должна передавать заданный момент (момент сцепления $M_{сц}$).

2. Муфта торможения должна после отключения питания создать момент, достаточный для обеспечения заданного выбега выходного конца вала (момент торможения $M_т$).

3. Муфта сцепления — торможения с независимым возбуждением должна срабатывать при напряжении не выше $0,75U_н$ в нагретом состоянии.

4. Ток включения муфты с последовательным возбуждением обычно не оговаривается, а ток отключения должен быть меньше тока холостого хода электромеханизма для того, чтобы редуктор и на холостом ходу был сцеплен с электродвигателем.

Определение потребного усилия электромагнита муфты сцепления — торможения

Обозначения:

$M_{сц}$ — момент сцепления в *кгсм*;

$M_т$ — момент торможения в *кгсм*;

$r_{сц}$ — средний радиус муфты сцепления в *см*;

$r_т$ — средний радиус тормозного кольца в *см*;

$N_т$ — усилие пружин муфты при обесточенной катушке электромагнита в *кг*;

$N_{сц}$ — нормальное усилие на поверхности муфты сцепления в *кг*;

$\mu_{сц}$ — коэффициент трения поверхностей в муфте сцепления;

$\mu_т$ — коэффициент трения поверхностей в муфте торможения.

В авиационных электромеханизмах момент сцепления муфты обычно составляет

$$M_{сц} = (3 \div 4) M_н.$$

Момент торможения может быть задан или, если задан выбег, его можно определить по формуле

$$M_т = \frac{1}{2\pi} \frac{n^2 J_т}{182,5 N_в}, \qquad (9.1)$$

где n — скорость вращения электродвигателя к моменту отключения питания в об/мин;

$N_в$ — выбег выходного конца вала в оборотах;

$J_т$ — момент инерции тормозящихся муфтой частей электромеханизма в *кгсмсек*^{2}. В случае муфты сцепления — торможения $J_т$ — момент инерции якорька муфты и выходного конца вала с зубчатым колесом. В случае муфты торможения $J_т$ — полный момент инерции электродвигателя и муфты.

Значениями $r_{сц}$ и $r_т$ предварительно задаются исходя из габаритов электродвигателя.

Усилие пружин муфты торможения

$$N_т = \frac{M_т}{\mu_т r_т}, \qquad (9.2)$$

где $\mu_т = 0,3 \div 0,4$ — для пары «сталь по пробке».

Нормальная сила на поверхности муфты сцепления (так называемое полезное усилие):

$$N_{сц} = \frac{M_{сц}}{\mu_{сц} r_{сц}}, \qquad (9.3)$$

где $\mu_{сц} = 0,15 \div 0,2$ — для пары „сталь по стали".

Очевидно, что при включении электромагнит должен развивать усилие трогания $f_в$ несколько большее, чем усилие пружин $N_т$, т. е. для включения муфты необходимо, чтобы

$$f_в \geqslant N_т. \qquad (9.4)$$

При сцеплении ведомой и ведущей частей муфты для обеспечения заданного передаваемого момента необходимо, чтобы электромагнит развивал усилие $f_{сц}$, равное или больше суммы усилия пружин и полезного усилия, т. е.

$$f_{сц} \geqslant N'_{т} + N_{сц}, \tag{9.5}$$

где $N_{т}'$ — усилие, развиваемое пружиной при включенном электромагните (якорь муфты притянут к сердечнику); определяется из характеристики пружины. Предварительно можно считать

$$N'_{т} = 1{,}1 N_{т}.$$

Кроме того, в муфте с последовательным возбуждением ведомая и ведущая части не должны расцепляться при холостом ходе электромеханизма. Очевидно, в этом случае, т. е. при холостом ходе электромеханизма, усилие удерживания якоря муфты в притянутом состоянии должно быть равно или больше усилия холостого хода $N'_{х.х}$, т. е.

$$f_{у} \geqslant N'_{х.\,х}, \tag{9.6}$$

где

$$N'_{х.\,х} = N'_{т} + \frac{M_{п.\,р}}{\mu_{сц} r_{сц}}, \tag{9.7}$$

а $M_{п.\,р}$ — момент потерь в редукторе.

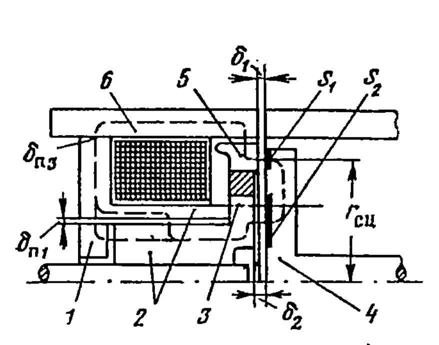
§ 2. ВЫБОР РАЗМЕРОВ ЭЛЕКТРОМАГНИТНОЙ МУФТЫ

Наружный диаметр электромагнита муфты определяется, как правило, наружным диаметром корпуса электродвигателя.

Размеры магнитной цепи определяются по допустимой индукции в них. Величина рабочего воздушного зазора берется минимально возможной по технологическим соображениям (0,3÷0,5 *мм*). Немагнитное кольцо выполняется обычно из латуни или нержавеющей стали и соединяется с сопрягаемыми деталями при помощи сварки или пайки. Иногда немагнитное пространство осуществляется просто фрезеровкой 3—4 воздушных каналов по окружности немагнитного кольца (см. фиг. 9.6). В этом случае насыщение в мостиках должно быть порядка 23 000—26 000 *гс* во избежание большого рассеивания рабочего потока. Площади рабочих воздушных зазоров S_1 и S_2 в муфте сцепления (фиг. 9.5) делаются обычно равными, что позволяет лучше использовать муфту.

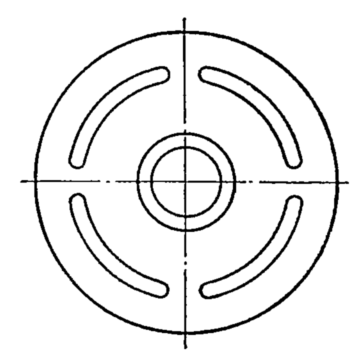
Удельное давление на поверхности муфты сцепления не должно превышать 2,0—2,5 *кг/см²*. Внутренний диаметр сердечника муфты определяется диаметром вала и размером крепящей гайки. Ширина

немагнитного кольца предварительно берется от 3 до 8 *мм* в зависимости от размеров муфты. Нерабочие (паразитные) воздушные за-



Фиг. 9. 5. Магнитная цепь муфты сцепления—торможения.

1—фланец корпуса муфты, 2—полюс, 3—внутреннее кольцо сердечника, 4—якорек, 5—наружное кольцо сердечника, 6—корпус.



Фиг. 9. 6. Сердечник электромагнитной муфты с воздушным немагнитным кольцом.

зоры $\delta_{п1}$ и $\delta_{п2}$ обычно составляют 0,15—0,25 *мм*. Высотой катушки предварительно задаются (обычно не менее 10 и не более 30 *мм*).

Расчет магнитной цепи муфты сцепления—торможения

Магнитный поток электромагнита муфты Ф, необходимый для создания требуемого усилия f, определяется из известного для электромагнитов данной конфигурации соотношения

$$\Phi_м = \sqrt{\frac{24,65 f S_1 S_2}{S_1 + S_2}}\, 10^3 \; [мкс\,в]. \tag{9.8}$$

где S_1 и S_2 в $см^2$,

f — сила сцепления в *кг*.

При $S_1 = S_2 = S$

$$\Phi_м = \sqrt{\frac{24,65 f S}{2}}\, 10^3. \tag{9.9}$$

По уравнению (9. 9) находят магнитный поток $\Phi_в$, необходимый для создания усилия, достаточного для трогания муфты, а также магнитный поток $\Phi_{сц}$, необходимый для создания усилия, достаточного для передачи заданного момента.

В муфтах с последовательным возбуждением определяют еще поток $\Phi_у$, соответствующий усилию $f_у$ удерживания якоря муфты в притянутом к сердечнику положении при холостом ходе электромеханизма.

Результаты расчёта сводят в табл. 9. 1.

Таблица 91

Определение магнитных потоков электромагнита муфты

	f *кг*	Ф *мксв*
Включение		
Сцепление		
Удерживание (холостой ход)		

Далее, задаваясь размерами отдельных частей муфты, вычерчивают эскиз магнитной цепи муфты (см. фиг. 9. 5), а затем производят расчет магнитной цепи для двух значений магнитного потока $\Phi_в$ и $\Phi_{сц}$ или для трех (последовательное возбуждение) — $\Phi_в$, $\Phi_{сц}$ и $\Phi_у$.

Расчет магнитной цепи для каждого значения потока ведется в следующем порядке.

1. Определяется падение магнитного напряжения в воздушном зазоре муфты

$$F_\delta = 0{,}8\Phi\left(\frac{\delta_1}{S_1} + \frac{\delta_2}{S_2}\right), \qquad (9.10)$$

где δ_1 и δ_2 — рабочие зазоры муфты;

внутренний зазор δ_2 делается обычно больше δ_1 на 0,1—0,2 *мм* во избежание залипания в муфте при снятии питания (в сцепленном состоянии δ_1 можно принять равным 0,025 *мм*).

2. Определяются коэффициенты рассеивания через немагнитное кольцо и катушечное пространство.

Для авиационных электромагнитных муфт можно принять следующие коэффициенты рассеивания:

а) через немагнитное кольцо — 1,05÷1,07;

б) через катушечное пространство — 1,05÷1,1 для сечения ближе к рабочему зазору, 1,1÷1,15 для среднего сечения и 1,15÷1,2 для сечения, максимально удаленного от рабочего зазора.

Для более точного определения этих коэффициентов можно воспользоваться известными формулами коэффициентов рассеивания электромагнитов данной формы.

3. Определяется падение магнитного напряжения в стальных участках магнитопровода муфты $F_{с.м}$, для этого:

а) определяют индукцию на данном участке магнитопровода — B_x;

б) находят по кривым намагничивания соответствующую напряженность магнитного поля H_x;

в) определяют падение магнитного напряжения на данном участке

$$F_x = H_x l_x. \qquad (9.11)$$

Если на данном участке магнитопровода индукция непостоянна, то берут три сечения (как в зубце машины) и находят среднее значение напряженности поля на этом участке $H_{x\,ср}$:

$$H_{x\,ср}=\frac{H_1+4H_2+H_3}{6}, \tag{9.12}$$

тогда падение магнитного напряжения на этом участке определяют как

$$F_x=H_{x\,ср}l_x.$$

Материалом магнитопровода муфты обычно служит корпусная сталь 10. Индукции в сечениях магнитопровода не должны превышать 13 000—16 000 *гс* для протяженных участков магнитной цепи и 18 000—20 000 *гс* — для коротких участков. Полное падение магнитного напряжения в стали

$$F_{ст}=H_1l_1+H_2l_2+\ .\ .\ .\ +H_nl_n.$$

4. Падение магнитного напряжения в нерабочих зазорах муфты

$$F_{\delta_n}=0{,}8\left(\Phi_{n1}\frac{\delta_{n1}}{S_{n1}}+\Phi_{n2}\frac{\delta_{n2}}{S_{n2}}+\Phi_{n3}\frac{\delta_{n3}}{S_{n3}}\right). \tag{9.13}$$

Здесь Φ_{n1}, Φ_{n2}, Φ_{n3} — потоки соответственно в зазорах δ_{n1}, δ_{n2} и δ_{n3};
S_{n1}, S_{n2} и S_{n3} — площади нерабочих зазоров δ_{n1}, δ_{n2}, δ_{n3}.

5. Полная намагничивающая сила цепи муфты $F_м$ найдется как сумма

$$F_м=F_\delta+F_{ст}+F_{\delta_n}. \tag{9.14}$$

Для каждого значения потока ($\Phi_в$, $\Phi_{сц}$, $\Phi_у$) составляется таблица расчета магнитной цепи (см. пример расчета электродвигателя с муфтой).

§ 3. ОБМОТКА ВОЗБУЖДЕНИЯ МУФТЫ

Расчет обмотки возбуждения электромагнитной муфты аналогичен расчету обмотки возбуждения машины постоянного тока.

Обмотка параллельного возбуждения

Обозначения:

$S_м$ — сечение меди обмотки муфты в *мм*²;
$l_{ср.\,м}$ — средняя длина витка обмотки муфты в *м*;
$w_м$ — число витков обмотки муфты;
$I_{в.\,м}$ — ток возбуждения муфты в *а*;
$j_м$ — плотность тока в обмотке муфты в *а/мм*²;
$R_м$ — сопротивление катушки муфты в *ом*;
$U_{в.\,м}$ — напряжение возбуждения муфты в *в*.

Сечение проводника обмотки муфты

$$S_{м}=\rho_{t}\frac{F_{м}l_{ср.\,м}}{U_{в.\,м}},\tag{9.15}$$

где

$$l_{ср.\,м}=\pi D_{ср.\,м}\tag{9.16}$$

и

$$D_{ср.\,м}=\frac{D_{1м}+D_{2м}}{2},\tag{9.17}$$

здесь $D_{1м}$ и $D_{2м}$ — наружный и внутренний диаметры катушечного пространства муфты.

Сечение меди обмотки муфты $S_{м}$ рассчитывается по формуле (9.15) для двух случаев:

а) включение муфты — $F_{м}$ берется в соответствии с $\Phi_{в}$, $U_{в.\,м}=0{,}75U_{н}$;

б) сцепление муфты — $F_{м}$ берется в соответствии с $\Phi_{сц}$, $U_{в.\,м}=0{,}9\,U_{н}$.

Принимается большее из двух значений $S_{м}$ и по таблице ГОСТ округляется до ближайшего большего.

Ток возбуждения муфты

$$I_{в.\,м}=j_{м}S_{м},\tag{9.18}$$

где $j_{м}=j_{м10}=8\div10$ *а/мм*^{2} для электродвигателей естественного охлаждения повторно-кратковременного режима с $p_{т}=10$; для электродвигателей, работающих с другими значениями коэффициента тепловой перегрузки, плотность

$$j_{м}=j_{м10}\sqrt{\frac{p_{т}}{10}}.\tag{9.19}$$

Число витков в обмотке муфты

$$w_{м}=\frac{F_{м}}{I_{в.\,м}}.\tag{9.20}$$

После определения $S_{м}$ и $w_{м}$ проверяется размещение проводников катушки в отведенном для нее пространстве и в случае необходимости делается пересчет магнитной цепи и катушки. Кроме того, уточняются значения $D_{ср.м}$, $l_{ср.м}$; подсчитывается сопротивление катушки муфты

$$R_{м}=\rho_{t}\frac{l_{ср.\,м}w_{м}}{S_{м}}\tag{9.21}$$

и проверяются напряжения включения и сцепления муфты

$$U_{вк}=\frac{F_{вк}}{w_{м}}R_{м}\tag{9.22}$$

и

$$U_{сп}=\frac{F_{сц}}{w_{м}}R_{м},\tag{9.23}$$

которые должны быть не выше заданных; затем подсчитываются потери в обмотке электромагнитной муфты в установившемся режиме

$$P_{м}=\frac{U^2}{R_{м}}. \qquad (9.24)$$

Обмотка последовательного возбуждения

Число витков в обмотке возбуждения муфты $w_{м}$ берется наибольшим из трех рассчитанных по (9.25), (9.26) и (9.27), а именно:

$$w'_{м}=\frac{F_{у}}{I_{х.х}}, \qquad (9.25)$$

$$w''_{м}=\frac{F_{сц}}{I_{м}}, \qquad (9.26)$$

$$w'''_{м}=\frac{F_{вк}}{I_{к}}, \qquad (9.27)$$

где $F_{у}$ — н. с. магнитной цепи муфты, соответствующая усилию $f_{у}$ и потоку $\Phi_{у}$;

$F_{сц}$ — н. с. магнитной цепи муфты, соответствующая усилию $f_{сц}$ и потоку $\Phi_{сц}$;

$F_{вк}$ — н. с. магнитной цепи муфты, соответствующая усилию $f_{в}$ и потоку $\Phi_{в}$.

Далее, сечение меди обмотки $S_{м}$ по таблицам ГОСТ округляется до ближайшего большего.

При $S_{м}<2{,}5$ *мм²* обмотка выполняется из круглого провода марки ПЭЛ или ПЭВ-2. При $S_{м}>2{,}5$ *мм²* — из прямоугольного провода марки ПЭВП.

Затем проверяется укладка обмотки в отведенном пространстве, уточняется значение $l_{ср.м}$ и подсчитывается сопротивление обмотки муфты $R_{м}$ и падение напряжения $\Delta U_{м}$ в ней при номинальном токе электродвигателя:

$$\Delta U_{м}=I_{н}R_{м}. \qquad (9.28)$$

Наконец, проверяются значения токов трогания $I_{тр}$, отключения $I_{откл}$ и сцепления $I_{сц}$:

$$\left.\begin{aligned} I_{тр}&=\frac{F_{вк}}{w_{м}}\leqslant I_{к},\\ I_{откл}&=\frac{F_{у}}{w_{м}}\leqslant I_{х.х},\\ I_{сц}&=\frac{F_{сц}}{w_{м}}\leqslant I_{м}. \end{aligned}\right\} \qquad (9.29)$$

Необходимо отметить, что электромагнитная муфта с последовательным возбуждением имеет больший вес меди по сравнению с муфтой независимого возбуждения при одном и том же передаваемом моменте и при одних и тех же потерях в обмотке муфты.

Можно доказать, что независимо от способа возбуждения вес меди обмотки возбуждения прямо пропорционален н. с. обмотки и обратно пропорционален плотности тока в ней, а потери в обмотке прямо пропорциональны произведению н. с. на плотность тока. В самом деле,

$$G_{м} = \gamma S_{м} l_{ср.\, м} w_{м}, \tag{9.30}$$

а так как

$$S_{м} = \frac{I_{в.\, м}}{j_{м}}, \tag{9.31}$$

и

$$F_{м} = I_{в.\, м} w_{м}, \tag{9.32}$$

то можно написать, что

$$G_{м} = \gamma \frac{l_{ср.\, м} F_{м}}{j_{м}}, \tag{9.33}$$

т. е.

$$G_{м} \equiv \frac{F_{м}}{j_{м}}. \tag{9.34}$$

Потери в обмотке возбуждения

$$P_{м} = I^{2}_{в.\, м} R_{м}, \tag{9.35}$$

а так как

$$R_{м} = \rho_{t} \frac{l_{ср.\, м} w_{м}}{S_{м}}, \tag{9.36}$$

$$\frac{I_{в.\, м}}{S_{м}} = j_{м} \tag{9.37}$$

и

$$w_{м} = \frac{F_{м}}{I_{в.\, м}}, \tag{9.38}$$

то можно записать, что

$$P_{м} = \rho_{t} l_{ср.\, м} F_{м} j_{м}, \tag{9.39}$$

т. е.

$$P_{м} \equiv F_{м} j_{м}. \tag{9.40}$$

В муфтах с независимым возбуждением н. с. обмотки, плотность тока и потери в обмотке не зависят от тока нагрузки электродвига-

теля. В муфте с последовательным возбуждением н. с. обмотки, плотность тока и потери в ней определяются током нагрузки двигателя.

Н. с. последовательной обмотки при номинальном токе, как правило, значительно больше потребной н. с. $F_{сц}$ для передачи заданного момента (фиг. 9. 7), так как число витков обмотки муфты, как уже указывалось, обычно определяется током холостого хода электромеханизма по (9. 25). Поэтому, чтобы при номинальной нагрузке электродвигателя потери в последовательной обмотке муфты не превосходили допустимых, плотность тока в обмотке муфты при номинальном токе должна быть меньше, чем в муфте с независимым возбуждением. Тогда из уравнения (9. 34) следует, что вес последовательной обмотки должен быть значительно больше, чем вес независимой обмотки возбуждения.

Фиг. 9. 7. Характеристики муфты с последовательным возбуждением.

I—характеристики пружины, *II*—зависимость момента *M*, развиваемого двигателем, от тока якоря *I*, *III*—потребный момент сцепления $M_{сц}=f(I)$, *IV* и *V*—момент пробуксовки муфты сцепления $M_c=f(I)$, *IV*—число витков обмотки, выбранное из условия нерасцепляемости муфты при холостом ходе электромеханизма, *V*—число витков, выбранное из условия передачи заданного максимального момента.

Однако несмотря на этот недостаток муфты с последовательным возбуждением нашли широкое применение в авиационных электромеха́низмах, главным образом потому, что они делают работу электромеханизма более надежной.

РАЗДЕЛ 2

ОСНОВНЫЕ ЭЛЕМЕНТЫ КОНСТРУКЦИИ И МЕХАНИЧЕСКИЕ РАСЧЕТЫ

Глава X

ОБЩИЕ ВОПРОСЫ ПРОЕКТИРОВАНИЯ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ МАШИН

§ 1. ОБЩИЕ ЗАМЕЧАНИЯ

Проектирование электрической машины включает сложный комплекс различных задач. Уяснив тактико-техническое задание, предварительно выбирают:

а) конструктивное исполнение и систему охлаждения машины (табл. 10. 1);

б) класс применяемой изоляции и сорт стали;

в) тип обмоток и уравнительных соединений, конструкцию коллектора и марку щеток.

Затем определяют основные размеры и производят электромагнитный расчет. Одновременно с электромагнитным расчетом выполняются предварительный продольный и поперечный разрезы машины; при этом уточняются размеры обмоток и паза якоря, обмотки возбуждения и коллектора, проверяется механическая прочность коллектора, вала и сердечника якоря, а также устанавливаются размеры каналов для прохождения охлаждающего воздуха.

Наконец, производится проверочный расчет нагрева и охлаждения, после чего вносятся необходимые исправления в электромагнитный расчет и выполняется конструкция.

Механические расчеты отдельных элементов машины, выбор конструктивных материалов и способов обработки производятся в процессе выполнения конструкции.

Взаимозаменяемость и нормализация

Для снижения стоимости деталей необходимо принимать возможно наименьший класс точности обработки и наиболее свободную посадку. Для уменьшения времени и стоимости сборки отдельные детали не должны требовать дополнительной обработки при сборке, т. е. они должны быть взаимозаменяемы.

Взаимозаменяемость деталей важна не только для ускорения и удешевления производства, но и при замене поврежденной детали запасной, в процессе эксплуатации. Для снижения ассортимента предельных калибров (скоб и пробок), при помощи которых обеспечивается принцип взаимозаменяемости деталей, необходимо избегать необоснованно высоких степеней точности обработки.

Для снижения стоимости производства и эксплуатации необходимо широко пользоваться нормалями (заводскими, ведомственными и союзными) на диаметры валов, якорей, коллекторов, контактных колец и т. д., на концы валов, размеры закруглений и т. п.

В авиационном электромашиностроении нормализованы мощности, напряжения, скорости вращения, формы исполнения и параметры электрических машин. Нормализация деталей и узлов конструкции, применяемых для электрических машин разной мощности (щеткодержательный механизм, щиты, выводные коробки, валы, крепежные детали и т. д.) позволяет увеличить число одинаковых изделий и, следовательно, применить более совершенный технологический процесс производства.

Допуски и посадки

Принцип взаимозаменяемости возможен на основе системы допусков и посадок (ОСТ 1001—1002—1003).

Действительный размер детали, полученный измерением, всегда отличается от номинального — расчетного размера, указанного на чертеже. Действительный размер годной детали должен лежать между наибольшими и наименьшими предельными размерами. *Допуском* называется разность между наибольшим и наименьшим предельными размерами.

Посадка определяет тип соединения двух сопрягаемых деталей. Разность действительных размеров определяет характер сопряжения деталей, т. е. возможность их относительного перемещения или наоборот, прочность их неподвижного состояния.

В связи с изложенным применяют две группы посадок:

а) посадки для свободного движения, когда между отверстием и валом имеется зазор, обеспечивающий возможность относительного перемещения сопряженных деталей;

б) посадки неподвижные, когда между отверстием и валом имеется натяг, обеспечивающий относительную неподвижность сопряженных деталей.

Система допусков подразделяется на:

а) систему отверстия и систему вала;

б) классы точности по величине допусков;

в) ряд посадок по величине зазоров или натягов.

В системе отверстия принято постоянство размера предельного отверстия для каждого номинального диаметра и всех посадок одного и того же класса точности.

В системе вала, наоборот, принято постоянство предельного размера вала для каждого номинального диаметра и всех посадок одного и того же класса точности.

Таблица 10.1

Некоторые формы исполнения электрических машин

Конструктивная форма исполнения машины	Модификация	Особенности конструкции	Система охлаждения	Область применения
Открытая	Открытая	Отверстия в машине не защищены от попадания внутрь посторонних предметов	Естественное или самоохлаждение	Чистые помещения, в которых отсутствуют посторонние лица
Защищенная	а) Защищенная	Отверстия в машине защищены решетками или сетками. Вращающиеся и токоведущие части защищены от случайных прикосновений	Самоохлаждение	В закрытых помещениях
	б) Каплезащищенная	Верхняя половина машины защищена глухими крышками или жалюзями		В авиации
	в) Брызгозащищенная	Верх машины закрыт, а на боках установлены жалюзи		На открытом воздухе, во флоте, в авиации и т. д.
Закрытая	а) Закрытая	Внутреннее пространство машины отделено от внешней среды	Наружный обдув, независимое охлаждение внутренних частей или естественное охлаждение	В пыльных помещениях, в авиации

	б) Водозащищенная	Усиленные уплотнения соединений и выходного конца вала—при обливании водой из брандспойта она не попадает внутрь машины	То же	Судовые установки, в авиации
	в) Герметическая	Столь усиленное уплотнение, что машина может работать при погружении в воду или керосин	Естественное охлаждение, наружное принудительное охлаждение	В судовых установках, в авиации
	г) Взрывобезопасная	Усиленная конструкция, противостоящая взрыву газов внутри и не дающая распространения взрыва во внешнюю среду	Наружный обдув, естественное охлаждение	В авиации, химии, угольной промышленности и т. д.
Машина с двумя щитовыми подшипниками и со свободным концом вала	а) На лапах	С двумя щитами или моноблок	Различные системы охлаждения	Общее применение
	б) С фланцевым креплением			В авиации и т. д.
	в) Встроенная			В авиации и т. д.

В системе отверстия различный характер посадок осуществляется изменением предельных размеров вала, а в системе вала — изменением предельных размеров отверстия.

В системе отверстия номинальным размером является наименьший предельный размер отверстия, а в системе вала — наибольший предельный размер вала.

В электромашиностроении нашли применение обе системы допусков. Однако системе отверстия отдают предпочтение, так как она требует меньших затрат на обработку и контроль различных размеров валов по сравнению с таковыми же для отверстия. В табл. 10. 2 приведены обозначения посадок.

Таблица 10.2

Обозначение посадок

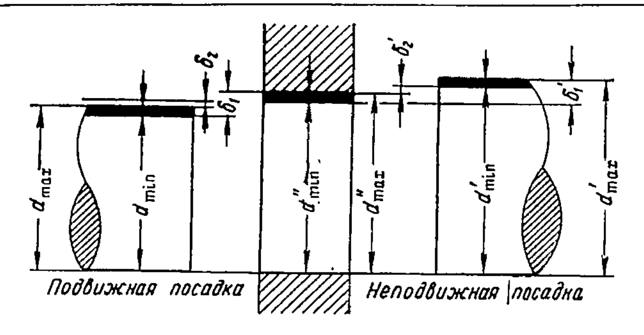
Посадки		Обозначение	Классы точности								
			1	2	3	4	5	6	7	8	9
Неподвижные	Горячая	*Гр*	—	+							
	Прессовая	*Пр*	—	+	+	+					
	Легкопрессовая	*Пл*	—	+							
	Глухая	*Г*	+	+							
	Тугая	*Т*	+	+							
	Напряженная	*Н*	+	+							
	Плотиая	*П*	+	+							
Подвижные	Скольженне	*С*	+	+	+	+	+				
	Движение	*Д*	—	+	—	—	—				
	Ходовая	*Х*	—	+	+	+	+				
	Легкоходовая	*Л*	—	+	—	+	—				
	Широкоходовая	*Ш*	—	+	+	+	—				

На фиг. 10. 1 приведены обозначения, принятые в системе отверстия.

Разработка конструкции

При разработке конструкции электрической машины необходимо иметь в виду объем производства, т. е. предназначена ли машина для единичного изготовления, серийного выпуска или массового поточного производства.

В первом случае машина должна иметь максимум нормализованных деталей, конструктивных узлов и полуфабрикатов. Максимально должны быть использованы имеющиеся штампы, модели, приспособления и инструмент, даже если это влечет за собой неко-



Фиг. 10. 1. Обозначения, принятые в системе отверстия.

d'_{min} и d'_{max} — наименьший и наибольший предельные размеры отверстия.

Подвижная посадка:

d_{min} — наименьший предельный размер вала; d_{max} — наибольший предельный размер вала; δ_2 — наименьший зазор или верхнее отклонение; δ_1 — наибольший зазор.

Неподвижная посадка:

d'_{min} — наименьший предельный размер вала; d'_{max} — наибольший предельный размер вала; δ_2' — наименьший натяг; δ_1' — наибольший натяг или верхнее отклонение.

торое разумное повышение расхода материала и допустимое повышение веса машины.

При разработке конструкции машин серийного производства необходимо стремиться:

а) к использованию максимального количества нормальных деталей, конструктивных узлов, полуфабрикатов и исходных материалов (обмоточной меди, конструктивной стали и т. д.);

б) к максимальному использованию имеющихся штампов, моделей, приспособлений и инструмента, если это не приводит к повышению веса машины и перерасходу материала;

в) к строгому применению принципа взаимозаменяемости.

При разработке конструкции массового производства значимость ранее перечисленных положений возрастает.

Конструкция и технология производства должны быть рассмотрены особенно внимательно с точки зрения устранения необоснованных запасов, ведущих к повышению веса, перерасходу материала и труда.

§ 2. МЕХАНИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ И ДОПУСТИМЫЕ НАПРЯЖЕНИЯ

Механические свойства материалов определяют ниже перечисленные характеристики.

1) Предел текучести для различных деформаций: растяжения — σ_S, изгиба — σ'_S и кручения — τ_S.

2) Предел прочности (временное сопротивление) для растяжения — σ_B.

3) Предел усталости для различных деформаций: растяжения и сжатия — σ_e, изгиба — σ'_e, кручения — τ_e, среза — τ'_e.

4) Относительное удлинение δ_S и относительное сужение поперечного сечения ψ, определяющие пластичные свойства материала.

5) Удельная работа разрушения при ударной работе a *кг/см²*, показывающая сопротивляемость данного металла ударным нагрузкам.

6) Предел релаксации или ползучести при рабочих температурах порядка 30÷250° C, имеющих место в эксплуатации и при горячей посадке некоторых деталей.

7) Модуль упругости изгибу E и кручению G_1 для определения упругих деформаций.

В табл. 10. 3 приведены механические характеристики некоторых сталей, применяемых в электромашиностроении. Запас прочности характеризуется степенью приближения максимальных напряжений к пределу текучести σ_S при статических нагрузках и пределу усталости σ_e данного материала при знакопеременных нагрузках.

Таблица 10.3

Механические характеристики некоторых марок конструкционных сталей

Марка стали	σ_B *кг/мм²*	Предел текучести *кг/мм²*			Предел усталости *кг/мм²*				δ_S %	
		σ_S	σ'_S	τ_S	σ_e	σ'_e	τ_e	τ'_e		
10	32—42	18	29,0	12,5	14,0	16	8,0	7,0	30	Углеродистые стали
15	35—45	20	32,0	13,5	14,5	17	8,5	7,5	27	
20	40—50	22	35,0	15,0	15,0	18	10,0	8,5	24	
25	43—55	24	38,0	16,5	16,0	19	11,0	9,0	22	
30	48—60	26	41,0	18,5	16,5	20	12,0	10,0	19	
35	52—65	28	43,5	19,5	17,5	21,5	13,0	11,0	18	
40	57—70	30	46,5	21,0	18,5	23	14,0	12,0	17	
45	60—75	32	49,5	22,5	21,5	25	16,0	14,0	15	
50	63—80	34	52,0	24,0	24,5	27	17,5	16,0	13	
40Г	58	33,0	45	24	25	28	22,5	20,5	29	Легированные стали
40Х	73	34,5	48	24	22	23	17,0	16,0	25	
36ХНЧА	96	51,0	70	38	34	35	28,0	27,0	26	
30ХГСА	130	110,0	—	—	—	—	—	—	—	

Под *разрушением* детали понимают либо достижение максимальным значением напряжения такой величины, при которой запас прочности равен или меньше единицы, либо появление таких де-

формаций (упругих или остающихся), которые нарушают нормальную работу детали или машины в целом.

Примером последнего может служить нарушение цилиндричности наружной поверхности коллектора (расстройство коммутации) и смещение бандажа (нарушение балансировки якоря).

Запас прочности по пределу усталости должен быть, как правило, больше, чем запас по пределу текучести, так как на предел усталости влияют особенности производства металла и изделия, которые трудно учесть.

При статических нагрузках максимально допустимое напряжение не должно превосходить 75% предела текучести (σ_S), а при динамических нагрузках оно не должно превосходить 60% предела усталости. При этом допустимое напряжение включает и концентрацию напряжения.

Детали электрических машин подвергаются обычно сложным деформациям, т. е. они одновременно испытывают несколько простых деформаций. Кроме того, часто встречаются, наряду со статическими, мгновенные или же периодически изменяющиеся динамические нагрузки.

Допустимые механические напряжения в материале определяются сортом материала и температурой окружающей среды и зависят от рода напряжения и характера нагрузки. При мгновенном приложении силы P максимальные напряжения в материале почти в два раза больше, чем при постепенном нарастании нагрузки. Следовательно, при динамической нагрузке расчетное значение силы удваивается, т. е. равно $2P$. К динамическим периодически изменяющимся нагрузкам относятся знакопеременные нагрузки симметричного цикла (когда положительная и отрицательная амплитуды одинаковы), часто встречающиеся в деталях электрических машин (валы).

В этом случае допустимые напряжения задаются в долях предела усталости материала, под которым понимают то знакопеременное напряжение σ_e данного рода (изгиб, растяжение, кручение), которое образец может выдержать более 10^7 раз для черных и более 10^8 раз для цветных металлов. Допустимое же напряжение, являющееся частью предельно возможного напряжения,

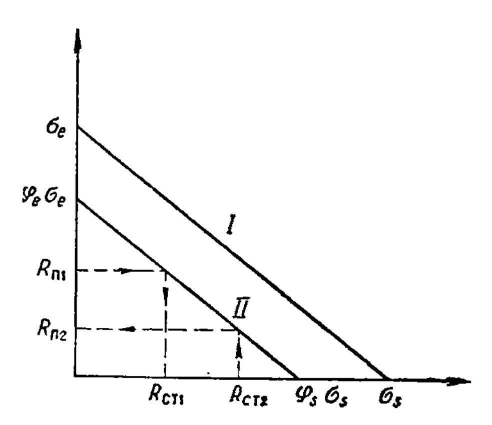
$$\sigma_D = \varphi_e \sigma_e, \qquad (10.1)$$

где φ_e — коэффициент загрузки (использования) материала.

Часто имеет место комбинированная нагрузка, состоящая из статической $\sigma_{ст}$ и периодически знакопеременной $\sigma_п$. В последнем случае предельно возможное и допустимое напряжения в материале определяют приближенно, пользуясь фиг. 10. 2, где на оси ординат откладывают значение σ_e—предел усталости для данного рода нагрузки, а на оси абсцисс σ_S — предел текучести. Комбинированная предельно возможная и допустимая нагрузки лежат соответственно на прямых $\overline{\sigma_S \sigma_e}$ и $\overline{(\varphi_S \sigma_S)(\varphi_e \sigma_e)}$.

Каждому значению $R_п$ соответствует только одно значение $R_{ст}$ и наоборот. Следовательно, зная $R_п$ ($R_{ст}$), можно определить $R_{ст}(R_п)$.

Так как обычно $\varphi_e \approx \varphi_S$, то линии комбинированной предельно возможной (*I*) и допустимой (*II*) нагрузок параллельны между собою.



Фиг. 10. 2. График напряжений при комбинированной нагрузке.

I—предельно возможные напряжения, *II*—допустимые напряжения.

Допустимые механические нагрузки материала φ_e и коэффициент запаса $\vartheta = \frac{1}{\varphi_e}$ приведены в табл. 10. 4 и 10. 5. Верхние пределы φ_e, т. е. допускаемое напряжение (для проката—0,75 и поковок—0,8), можно применять только в тех случаях, когда образцы для проверки характеристик металла вырезаны из наиболее напряженных зон проката и поковок.

Таблица 10.4

Значение коэффициента загрузки материала φ_e для стали

Материал	Сжатие	Растяжение	Изгиб	Кручение или сдвиг
Литье	0,60—0,75	0,40—0,50	0,30—0,40	0,25—0,30
Прокат	—	0,60—0,75	—	0,50—0,60
Поковки	—	0,60—0,80	—	0,50—0,65

Таблица 10.5

Значение коэффициента запаса $\vartheta = \frac{1}{\varphi_e}$ для стали

Материал	Сжатие	Растяжение	Изгиб	Кручение или сдвиг
Литье	1,65—1,35	2,5—2,0	3,3—2,5	4,0—3,3
Прокат	—	1,65—1,35	—	2,0—1,65
Поковка	—	1,65—1,25	—	2,0—1,55

§ 3. ОБЩАЯ КОМПОНОВКА КОНСТРУКЦИИ

На фиг. 10.3—10.29 приведены разрезы типовых авиационных двигателей и генераторов постоянного тока, из которых ясна компоновка основных элементов конструкции. Авиационные машины постоянного тока по своей конструкции незначительно отличаются от подобных машин общего применения. Особенности их конструкции будут отмечены при рассмотрении отдельных элементов.

При конструировании авиационной электрической машины стремятся к максимальному снижению конструктивных размеров машины и ее веса, к повышению надежности конструкции, учитывая условия применения, к облегчению производства и устранению излишеств в материале и обработке.

В качестве примера конструкции авиационных электродвигателей приведены машины серии Д, МА, МУ и др., а в качестве примера конструкции авиационных генераторов — машины серии ГС и ГСР.

На фиг. 10.3 приведены поперечный и продольный разрезы закрытого двухполюсного электродвигателя постоянного тока последовательного возбуждения, повторно-кратковременного режима мощностью 3 *вт* при скорости вращения 7200±1250 об/мин.

При напряжении 28 *в* потребляемая мощность не превосходит 28 *вт*, т. е. к. п. д. составляет около 0,11. Вес двигателя 370 *г*. Петлевая обмотка якоря выполнена из проводов с изоляцией ПЭВ-2, обмотка возбуждения имеет провода с изоляцией ПЭЛ. Шарикоподшипники полуоткрытые. Щетки типа М-6/А-8, давление на щетки 100÷130 *г*. Коллектор собран на пластмассе и посажен на вал на бакелитовом лаке. В якоре имеются 8 полуоткрытых круглых пазов, скос пазов якоря выполнен на половину зубцового деления. Электродвигатель предназначен для систем автоматики.

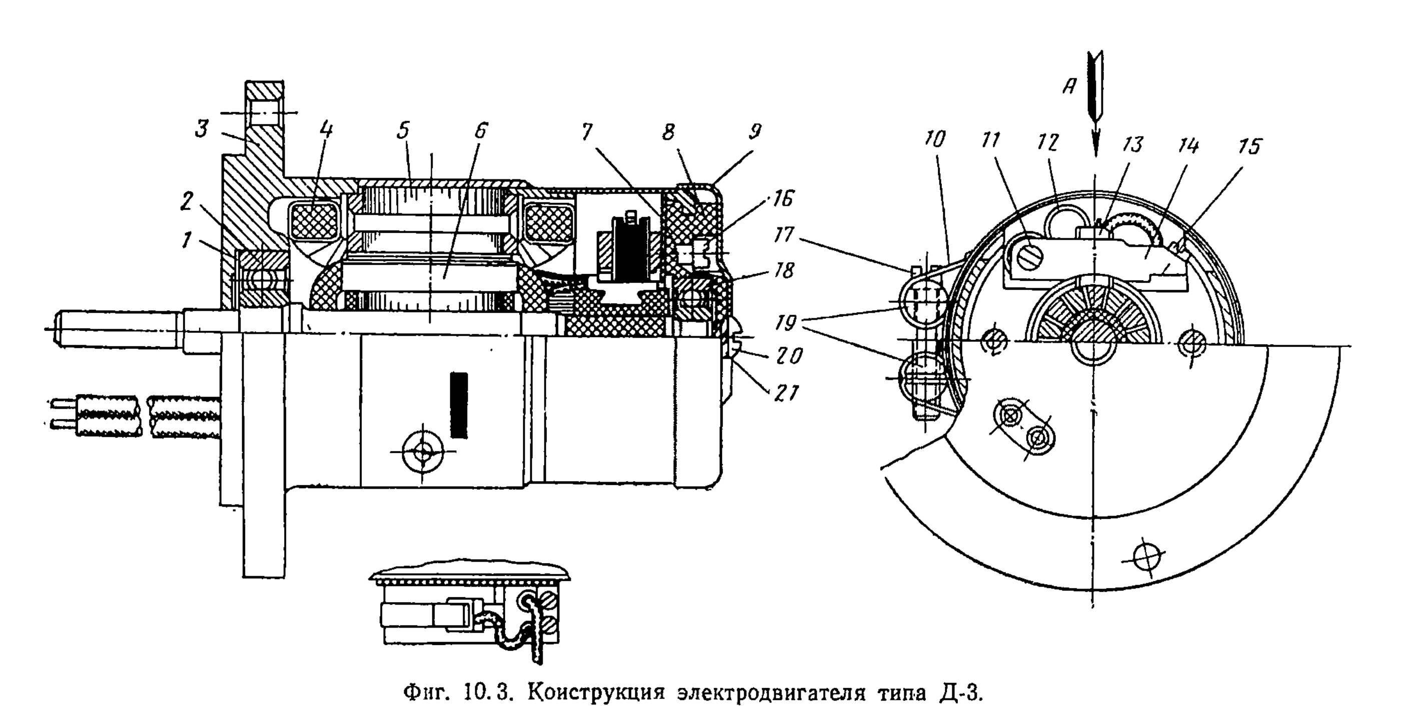
На фиг. 10.4 приведен продольный разрез закрытого двухполюсного реверсивного электродвигателя последовательного возбуждения мощностью 12 *вт* при скорости вращения 11 000±1100 об/мин.

При напряжении 26 *в* потребляемая мощность составляет 65 *вт*, т. е. к. п. д. электродвигателя составляет около 0,185. Реверсирование производится однополюсным переключением цепи возбуждения, состоящей из двух независимых обмоток правого и левого вращения. Электродвигатель имеет встроенную электромагнитную муфту торможения. Режим работы повторно-кратковременный — 20 сек. работы в одном направлении, 20 сек. работы в другом; число циклов — четыре. Вес электродвигателя 0,45 *кг*.

На фиг. 10.5 приведена конструкция двухполюсного, закрытого электродвигателя Д-32 мощностью 32 *вт*.

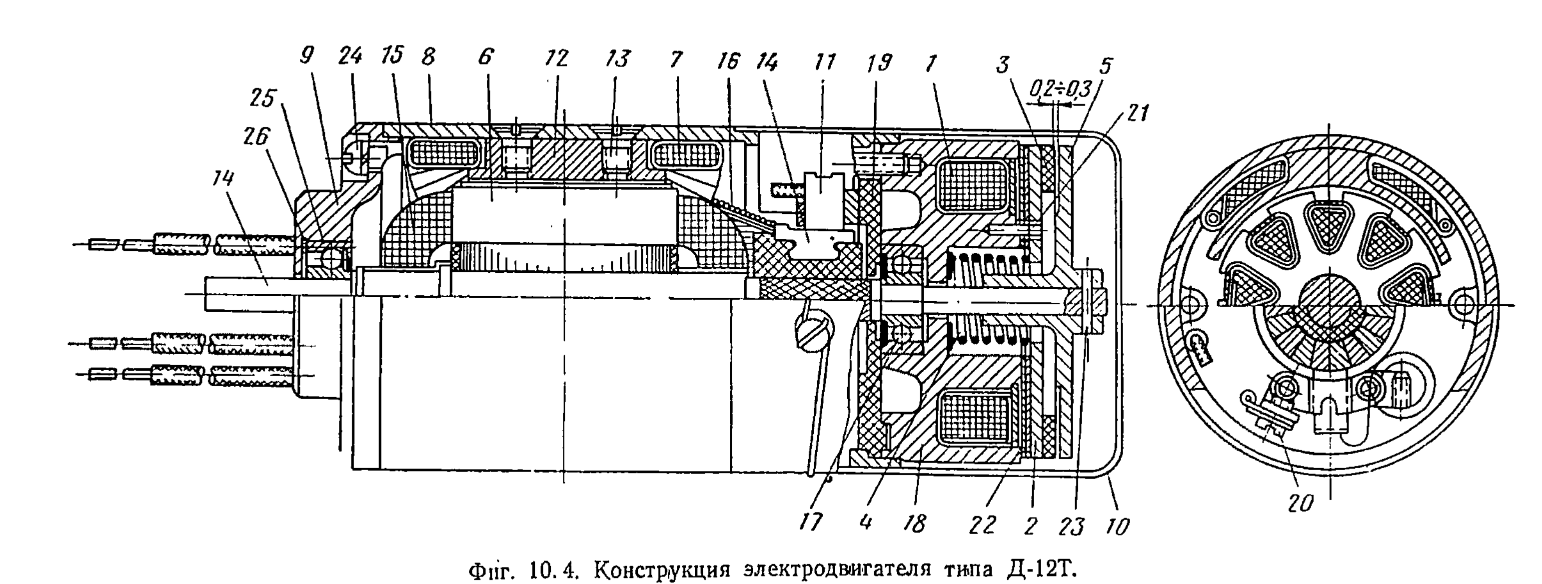
Возбуждение последовательное; режим работы продолжительный; скорость вращения 12 500 об/мин. ±11%. При напряжении 27 *в* потребляемый ток 2,4 *а*, а мощность — 65 *вт*. К. п. д. — около 0,49. Вес электродвигателя 0,52 *кг*. Особенностью конструкции является штамповка полюса и корпуса за одно целое.

На фиг. 10.6 приведена конструкция двухполюсного электродвигателя мощностью 0,5 *вт*, напряжением 11 *в* при 12 000 об/мин,



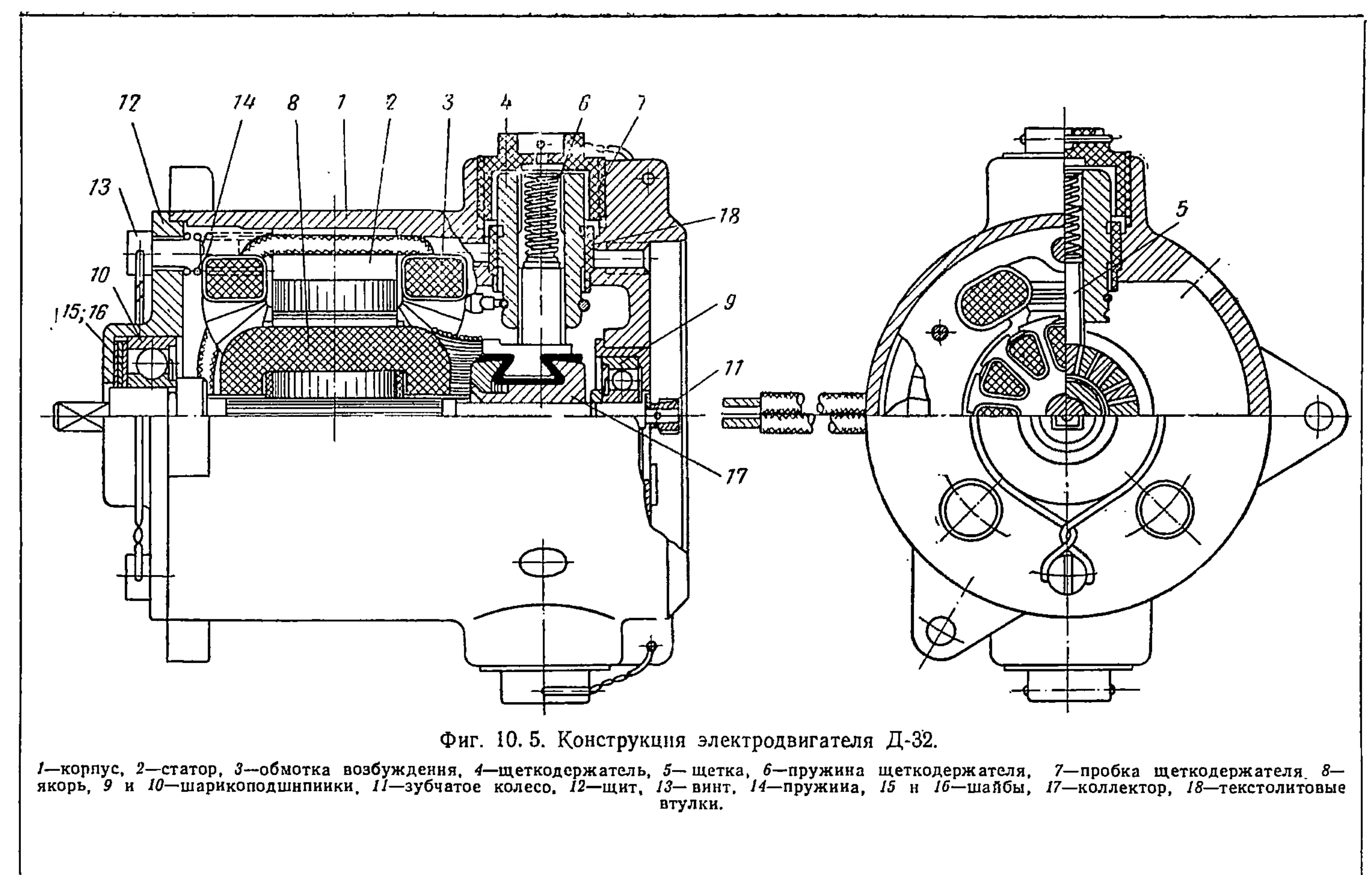
Фиг. 10.3. Конструкция электродвигателя типа Д-3.

1—шайба, *2*—шарикоподшипник, *3*—щит, *4*—обмотка возбуждения, *5*—статор, *6*—якорь, *7*—прокладка, *8*—щит, *9*—крышка, *10*—защитная лента, *11*—палец, *12*—спиральная пружина, *13*—щетка, *14*—щеткодержатель, *15*, *16*, *17*—винты, *18*—шарикоподшипник, *19*—стальные валики, *20*—винт, *21*—пружинная шайба.



Фиг. 10.4. Конструкция электродвигателя типа Д-12Т.

1—обмотка электромагнита, *2*—тормозная шайба, *3*—пробковое кольцо, *4*—пружина, *5*—диск, *6*—якорь, *7*—обмотка возбуждения, *8*—корпус, *9*—щит, *10*—колпак, *11*—щетка, *12*—полюсы, *13*, *24*—винты, *14*—коллектор, *15*—обмотка якоря, *16*—бандаж, *17*—шарикоподшипники, *18*—корпус муфты, *19*—суппорт, *20*—щеткодержатели, *21*—направляющий штифт, *22*, *26*—шайбы, *23*—штифт, *25*—шарикоподшипник.

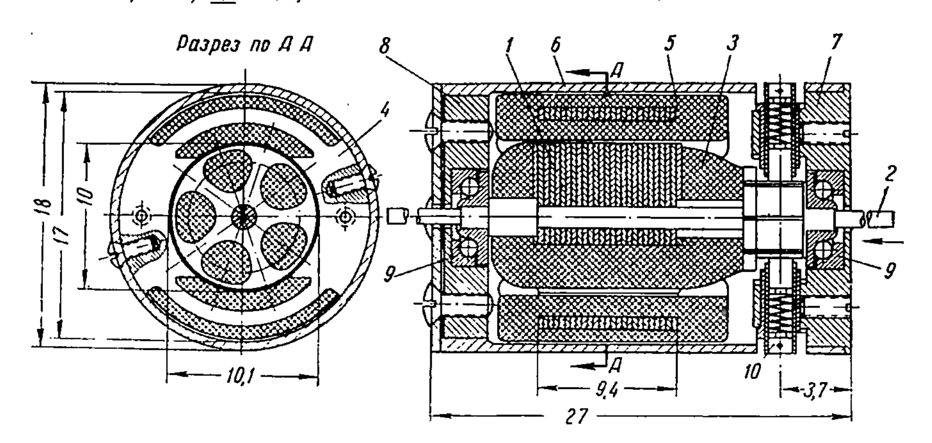


Фиг. 10. 5. Конструкция электродвигателя Д-32.

1—корпус, 2—статор, 3—обмотка возбуждения, 4—щеткодержатель, 5—щетка, 6—пружина щеткодержателя, 7—пробка щеткодержателя, 8—якорь, 9 и 10—шарикоподшипники, 11—зубчатое колесо, 12—щит, 13—винт, 14—пружина, 15 и 16—шайбы, 17—коллектор, 18—текстолитовые втулки.

весом 25 *г*. Особенностью конструкции является устройство катушки возбуждения, а также корпуса (ярма), выполненного заодно с полюсом.

На фиг. 10.7 показана конструкция открытого двухполюсного электродвигателя одностороннего вращения типа МА, предназначенного для приведения в действие механизма аэрофотоаппаратов. Мощность двигателей типа МА—15, 30 и 40 *вт*. Электродвигатели мощностью 15 и 30 *вт* имеют параллельное, а при 40 *вт* — смешанное возбуждение. Скорость вращения МА-15 и МА-30 — 10 000 об/мин, ±10%, а МА-40 — 9000÷9500 об/мин. Обмотка якоря петлевая. При напряжении 26 *в* двигатели МА-15 и МА-30 потребляют мощность соответственно 60 и 80 *вт*, т. е. их к. п. д. соответственно равен 0,25 и 0,375.



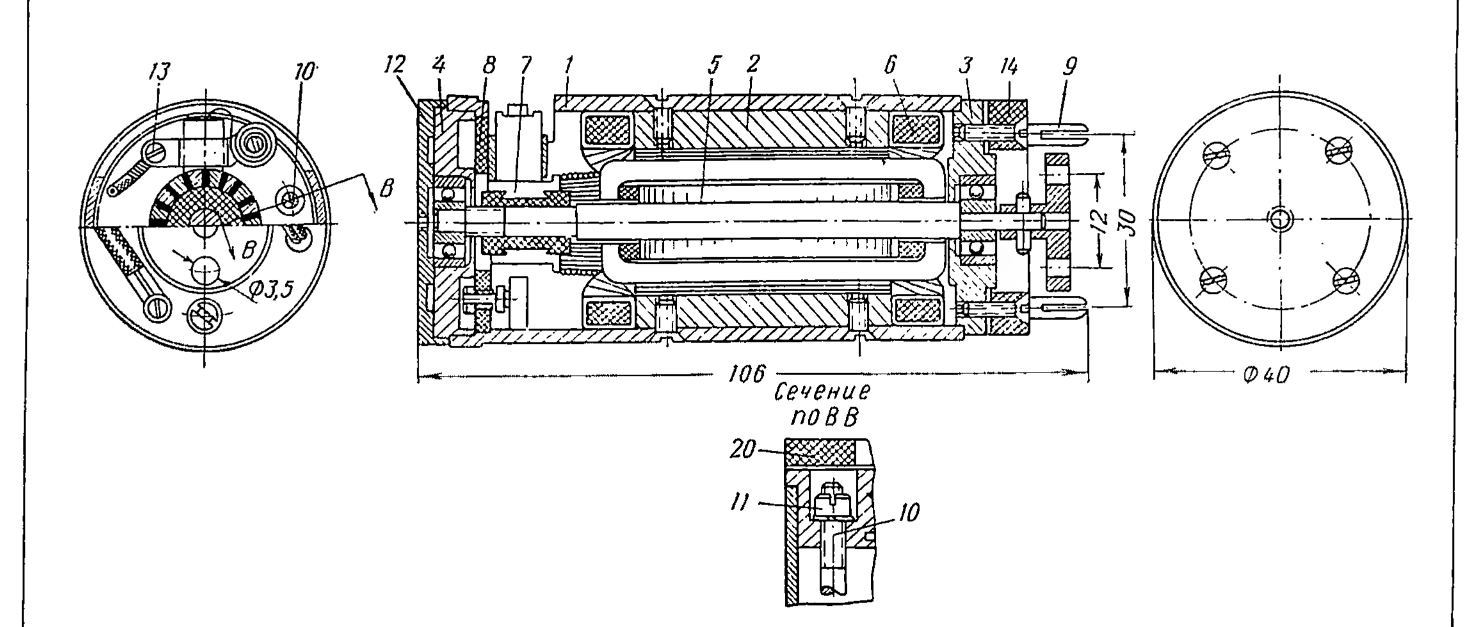
Фиг. 10.6. Конструкция полузакрытого электродвигателя последовательного возбуждения типа М-8а.

1—якорь, *2*—вал якоря, *3*—обмотка якоря, *4*—полюс, *5*—обмотка возбуждения, *6*—корпус, *7*, *8*—щиты, *9*—шарикоподшипник, *10*—щетка.

На фиг. 10.8—10.16 показаны двигатели серии МУ. Авиационные закрытые электродвигатели серии МУ для повторно-кратковременного режима работы выполняются облегченного типа с естественным охлаждением мощностью от 5 до 1700 *вт*. Они предназначаются, главным образом, для приведения в действие механизмов дистанционного управления.

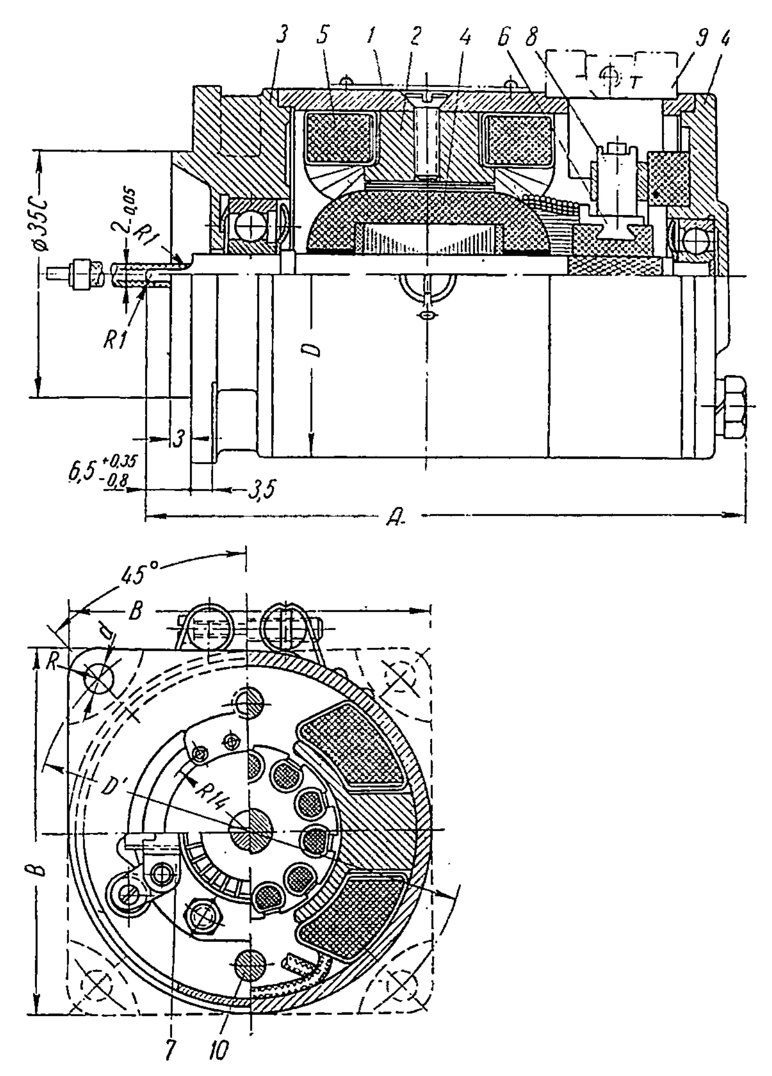
В зависимости от назначения электродвигатели выполняются либо реверсивными, либо только на одно направление вращения.

Реверсирование осуществляется изменением полярности полюсов при неизменном направлении тока в якоре. Реверсивные двигатели имеют две независимые обмотки возбуждения, расположенные на разных полюсах. Одновременно должна работать только одна обмотка возбуждения (правого или левого вращения), вторая обмотка возбуждения при этом разомкнута. При таком расположении обмоток возбуждения размеры электродвигателя возрастают, но упрощается управление — можно ограничиться однополюсным переключателем.



Фиг. 10.7. Конструкция электродвигателей типа МА-15 и МА-30.

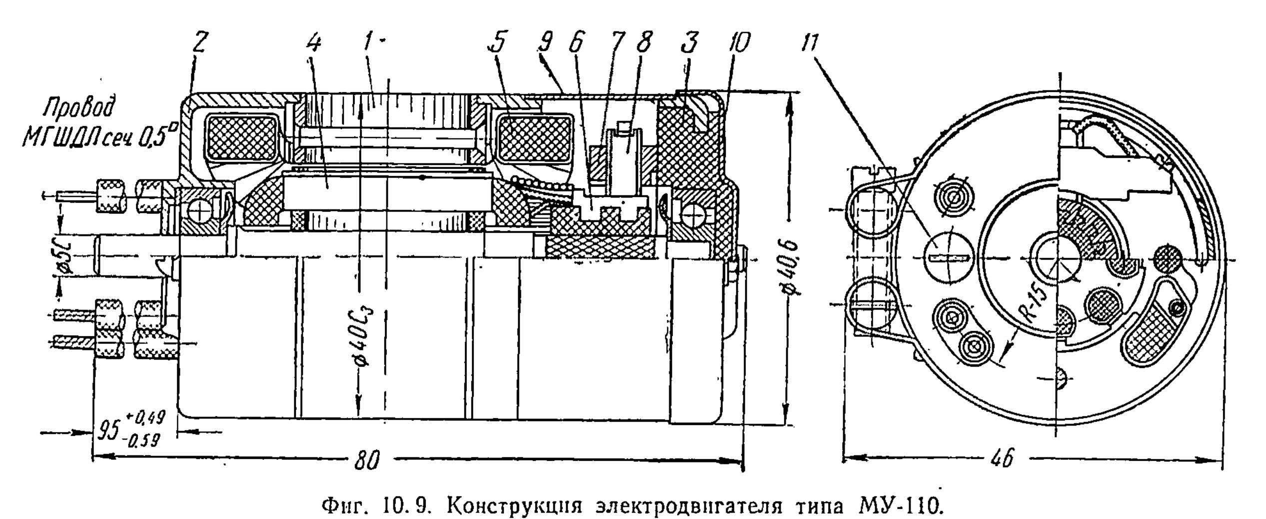
1—корпус, 2—полюс, 3—передний щит, 4—задний щит, 5—якорь, 6—катушка, 7—коллектор, 8—суппорт, 9—контактные штыри, 10—болт стяжной, 11—гайка, 12—диск, 13—винт, 14—диск.



Фиг. 10.8. Конструкция электродвигателей типа МУ-30, МУ-50, МУ-55, МУ-101 и МУ-100АП.

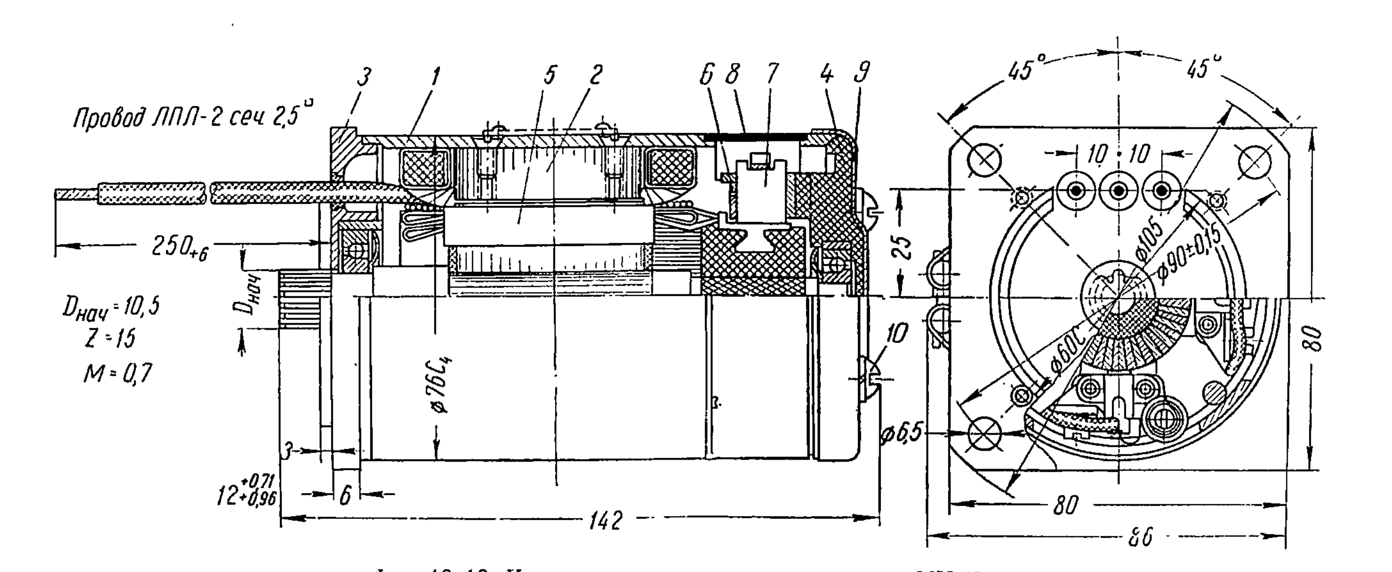
1—корпус, *2*—полюс, *3*—передний щит, *4*—якорь, *5*—катушка, *6*—коллектор, *7*—щеткодержатель, *8*—щетка, *9*—защитная лента, *10*—болт стяжной.

Размеры	Тип электродвигателя		
	МУ-30	МУ-50 МУ-55	МУ-101 МУ-100АП
A *мм*	86	113	119
B »	54	54	66
D »	52,2	52,2	60,8
d »	4,2	4,2	5,2
D' »	62	62	76
R »	4	4	6



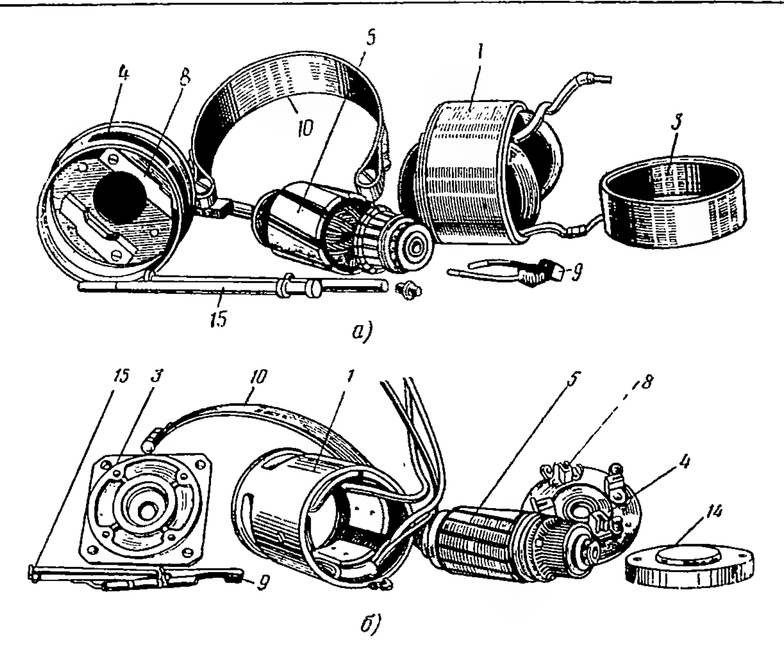
Фиг. 10.9. Конструкция электродвигателя типа МУ-110.

1—корпус, *2*—передний щит, *3*—задний щит, *4*—якорь, *5*—катушка, *6*—коллектор, *7*—щеткодержатель, *8*—щетка, *9*—защитная лента, *10*—колпак, *11*—болт стяжной.



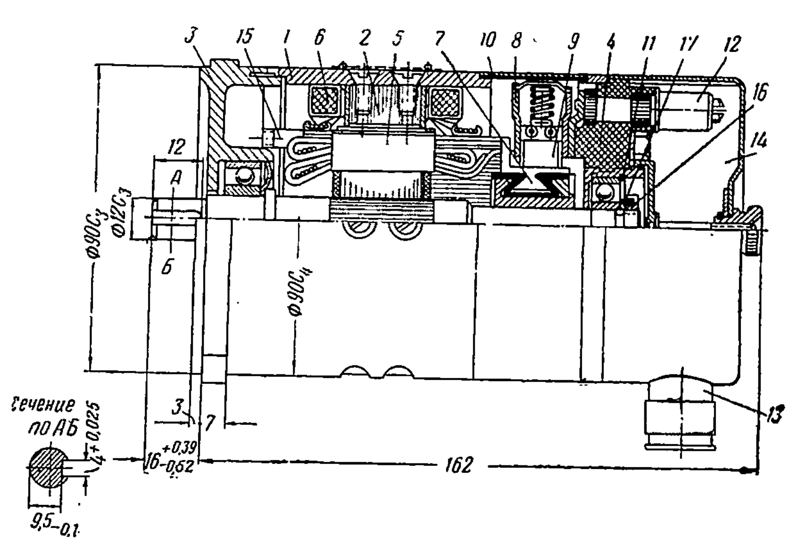
Фиг. 10. 10. Конструкция электродвигателя типа МУ-431.

1—корпус, *2*—полюс, *3*—передний щит, *4*—задний щит, *5*—якорь, *6*—щеткодержатель, *7*—щетка, *8*—защитная лента, *9*—колпак, *10*—болт стяжной.



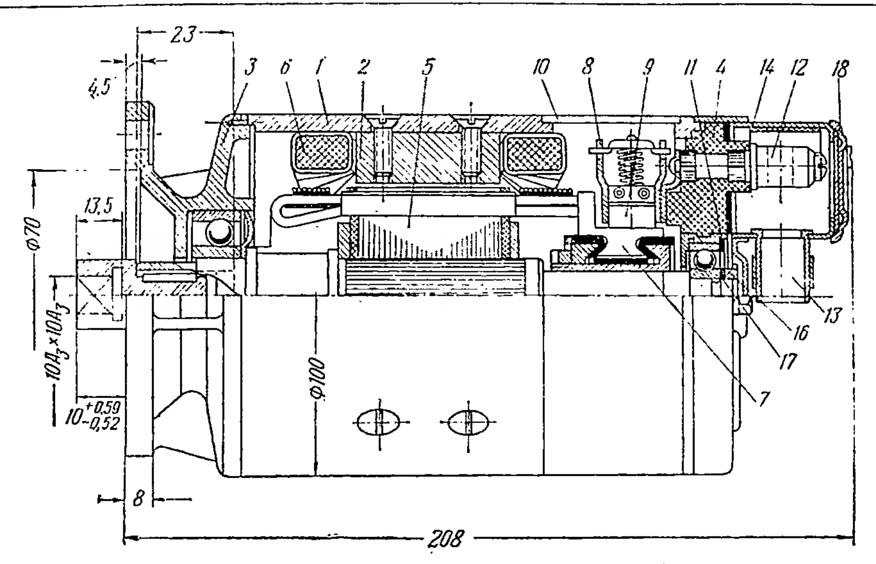
Фиг. 10. 11. Электродвигатели МУ-110 (*а*) и МУ-431 (*б*) в разобранном виде.

1—корпус, *3*—передний щит, *4*—задний щит, *5*—якорь, *8*—щеткодержатель, *9*—щетка, *10*—защитная лента, *14*—колпак, *15*—болты стяжные.



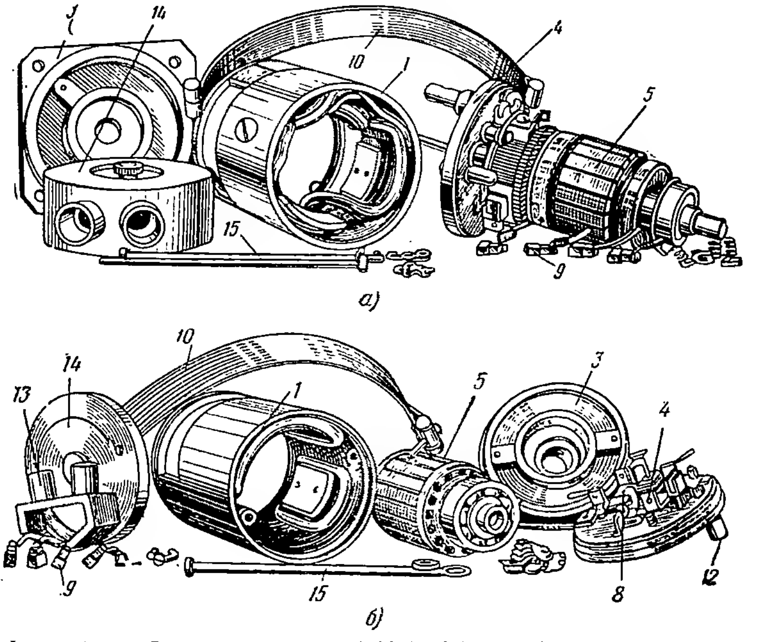
Фиг. 10. 12. Конструкция электродвигателя МУ-511.

1—корпус, *2*—полюс, *3*—передний щит, *4*—задний щит, *5*—якорь, *6*—катушка, *7*—коллектор, *8*—щеткодержатель, *9*—щетка, *10*—защитная лента, *11*—пружинное кольцо, *12*—зажим, *13*—ниппель, *14*—колпак, *15*—болт стяжной, *16*—гайка, *17*—зубчатая шайба.



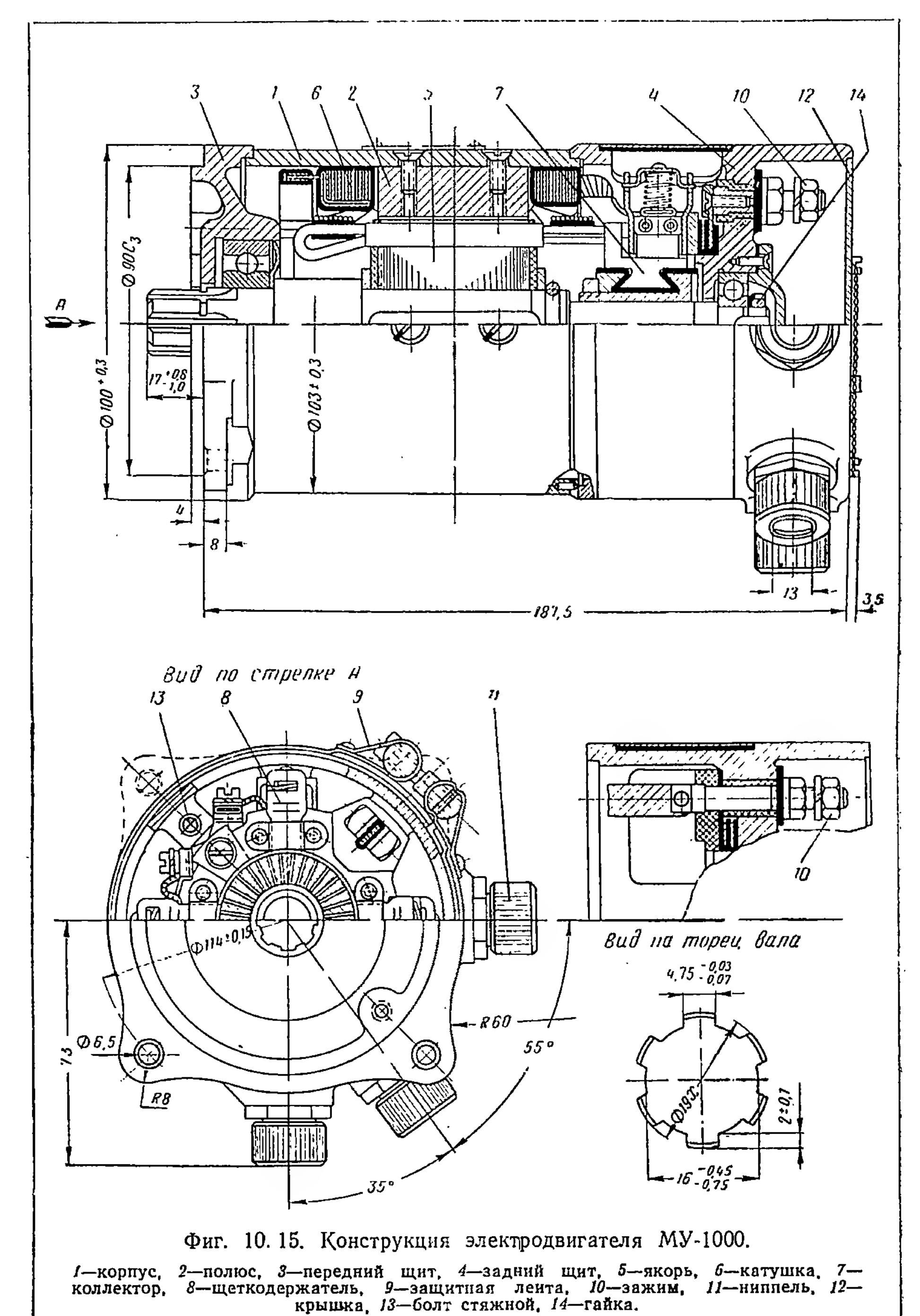
Фиг. 10. 13. Конструкция электродвигателя МУ-611.

1—корпус, 2—полюс, 3—передний щит, 4—задний щит, 5—якорь, 6—катушка, 7—коллектор, 8—щеткодержатель, 9—щетка, 10—защитная лента, 11—пружинное кольцо, 12—зажим, 13—ниппель, 14—колпак, 16—гайка, 17—зубчатая шайба, 18—крышка.



Фиг. 10. 14. Электродвигатель МУ-511 (*а*) и МУ-611 (*б*) в разобранном виде.

1—корпус, 3—передний щит, 4—задний щит, 5—якорь, 8—щеткодержатель, 9—щетка, 10—защитная лента, 12—зажим, 13—ниппель, 14—колпак, 15—болты стяжные.



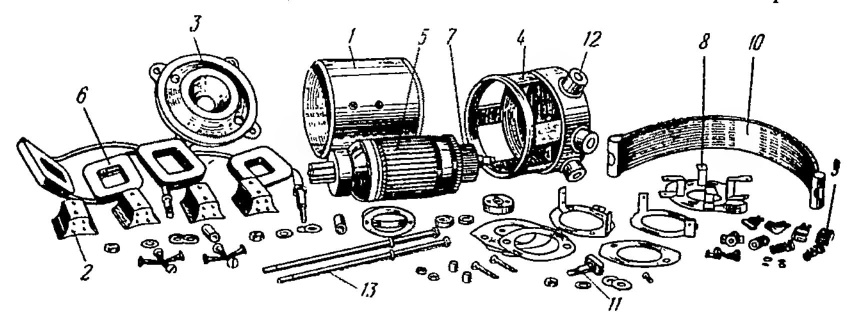
Фиг. 10. 15. Конструкция электродвигателя МУ-1000.

1—корпус, *2*—полюс, *3*—передний щит, *4*—задний щит, *5*—якорь, *6*—катушка, *7*—коллектор, *8*—щеткодержатель, *9*—защитная лента, *10*—зажим, *11*—ниппель, *12*—крышка, *13*—болт стяжной, *14*—гайка.

Присоединение корпуса двигателя к механизму производится при помощи фланца.

Электродвигатели типа МГП и МВ, предназначенные для привода топливоподкачивающих насосов центробежного типа, показаны на фиг. 10. 17 и 10. 18.

Это двигатели закрытого типа, четырехполюсные со смешанным возбуждением. Двигатели типа МГП располагаются совместно с насосом в топливном баке и охлаждаются рабочей жидкостью, в связи с чем они выполняются герметическими. Внутри машины вентилятор отсутствует. Герметичность достигается тем, что весь двигатель закрыт снаружи кожухом и выход вала уплотнен. Электродвигатель типа МВ располагается вне топливного бака, в связи с чем он исполняется взрывобезопасным. Охлаждение электродвига-

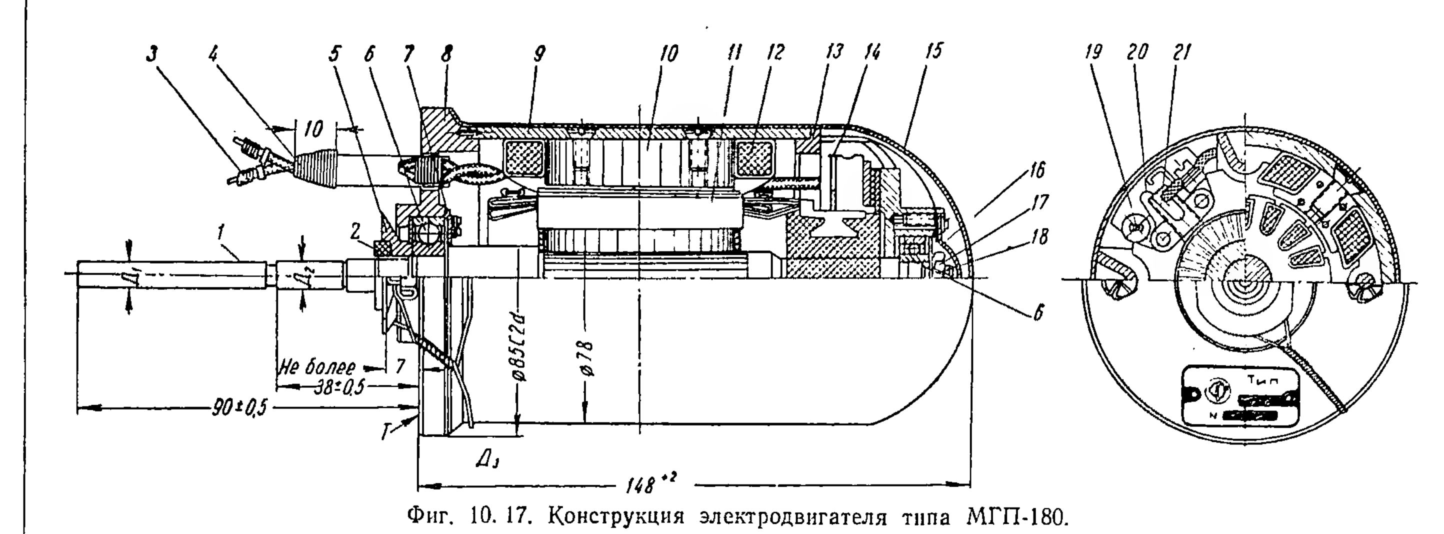


Фиг. 10.16. Электродвигатель МУ-1000 в разобранном виде.

1—корпус, 2—полюс, 3—передний щит, 4—задний щит, 5—якорь, 6—катушка, 7—коллектор, 8—щеткодержатель, 9—щетка, 10—защитная лента, 11—зажимной болт, 12—ниппель, 13—болты стяжные.

теля осуществляется наружным обдувом корпуса при помощи вентилятора, расположенного на валу электродвигателя. Взрывобезопасность достигается соответствующим выбором посадочных размеров, применением резьбовых пробок для закрытия отверстий (для подхода к щеткам) и лабиринта на выходе вала из щита. Чтобы предохранить машину от попадания жидкости, используются уплотнения из мембранного полотна. Электродвигатель может работать в нормальном, ослабленном и форсированном режимах, развивая при этом разный момент вращения и разную скорость. Изменение режима осуществляется переключением параллельной обмотки возбуждения. Параллельная обмотка возбуждения разделена на две: одна из них (для основного режима работы) расположена на двух одноименных полюсах, а вторая (для ослабленного режима работы) расположена на двух других одноименных полюсах. Последовательная обмотка размещается только на двух одноименных полюсах.

Для учета возможных производственных отклонений в цепь параллельной обмотки возбуждения включено юстировочное сопротивление типа РПО, при помощи которого в процессе испытания устанавливают необходимую скорость вращения двигателя. Юстировочное сопротивление устанавливается непосредственно на двигателе и закрывается литой крышкой, имеющей посадочный бортик, обеспе-



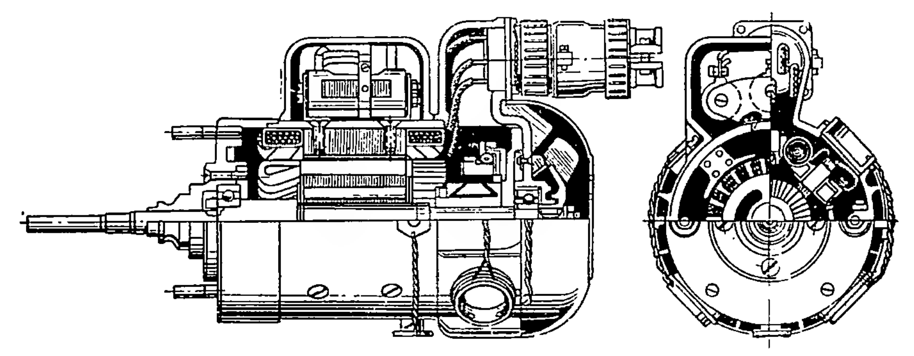
Фиг. 10. 17. Конструкция электродвигателя типа МГП-180.

1—вал, *2*—уплотнение, *3*—выводные концы, *4*—бандаж выводов, *5*—специальная гайка, *6*—шарикоподшипники, *7*—фланец, *8*—щит, *9*—корпус, *10*—полюс, *11*—якорь, *12*—обмотка возбуждения, *13*—щит, *14*—щетки, *15*—герметизирующий колпак, *16*—фланец, *17*—гайка, *18*—стопорная шайба, *19*—палец щеткодержателя, *20*—пружина, *21*—щеткодержатель.

чивающий взрывобезопасность. На корпусе установлены пробки с сетками для выхода газов в случае взрыва паров рабочей жидкости внутри электродвигателя. Давление на щетки осуществляется спиральными пружинами. На каждый щеткодержатель установлен слюдяной конденсатор для снижения радиопомех.

На фиг. 10.19 показана конструкция электростартера СТ-1 последовательного возбуждения с одним конструктивным полюсом (вторым полюсом служит корпус электродвигателя).

Подобная конструкция обеспечивает компактность всего электромеханизма. Редуктор встроен в щит электростартера и составляет с электродвигателем компактную конструкцию. Напряжение электростартера 24 *в*, ток 40 *а*, момент вращения 0,135 *кгм*, скорость вра-



Фиг. 10.18. Электродвигатель типа МВ-650.

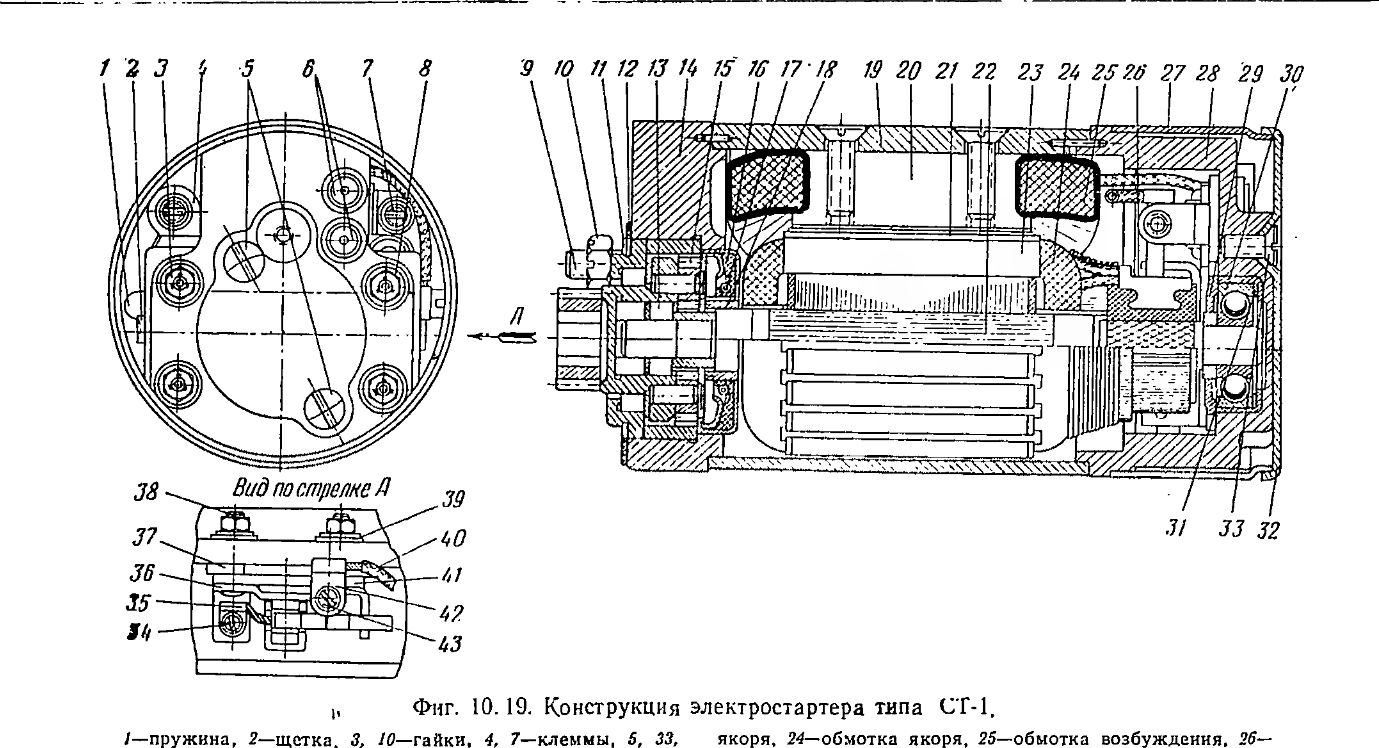
щения 2256—2270 об/мин. Вес 1,6 *кг*. Время работы 30 сек. Петлевая обмотка якоря из провода ПЭЛБО уложена в 12 пазов сердечника якоря. Обмотка возбуждения выполнена из проводов ПЭЛ диаметром 1,45 *мм*.

Четырехполюсный закрытый двигатель типа СА-189 с последовательной обмоткой возбуждения, предназначенный для привода маховика редуктора инерционного стартера, показан на фиг. 10.20.

Обмотка возбуждения, выполненная из неизолированной прямоугольной меди, расположена на всех четырех полюсах. Пазы якоря — открытые. Обмотка якоря крепится бандажами из стальной проволоки. Коллектор арочного типа с креплением круглой нажимной гайкой.

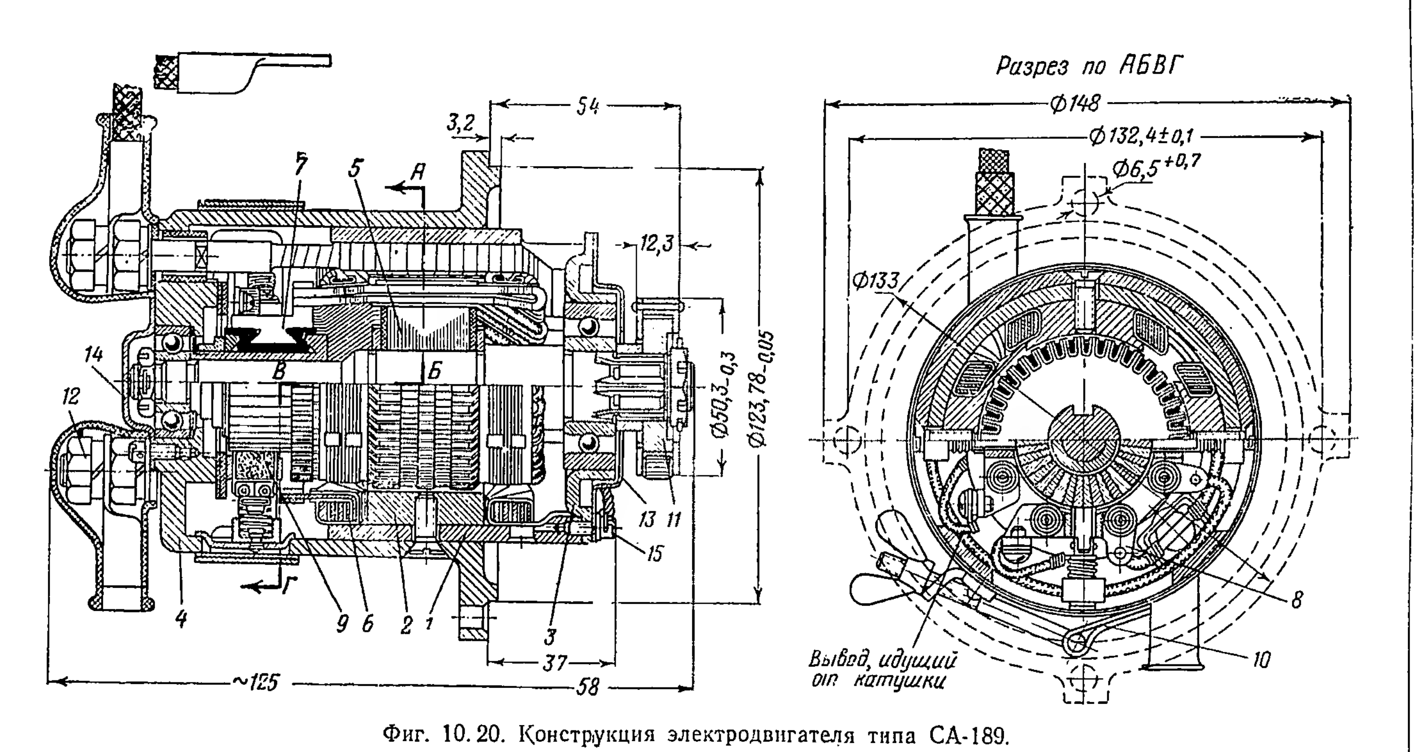
На фиг. 10.21 показан закрытый четырехполюсный электростартер смешанного возбуждения, предназначенный для запуска турбореактивного двигателя.

При номинальном напряжении 20 *в* потребляемая мощность около 500 *вт*. Скорость вращения 2700 об/мин $\pm 10\%$. Номинальный момент вращения 1,1 *кгм*. Электростартеры всегда работают в кратковременном режиме, а именно: продолжительность каждого включения 30 сек., число пусков 2—3 с перерывами между пусками 2—3 мин. Стремясь к минимальным габаритам и весам, электростартеры выполняют с повышенной тепловой нагрузкой и с естественным



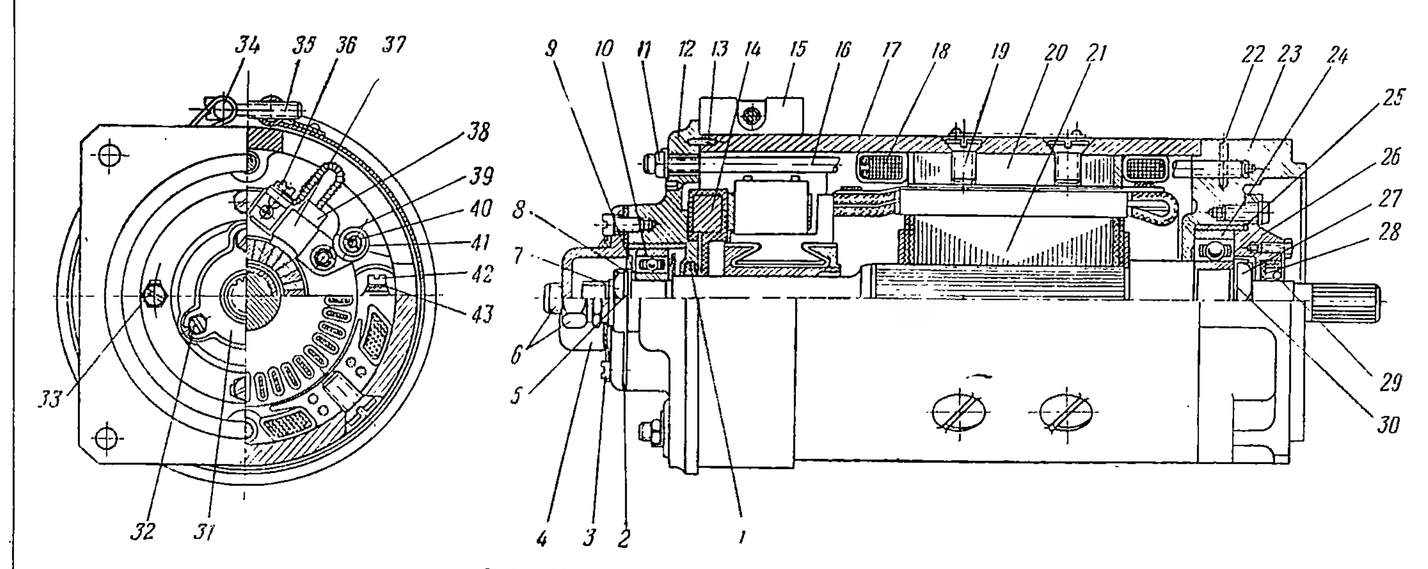
Фиг. 10.19. Конструкция электростартера типа СТ-1.

1—пружина, 2—щетка, 3, 10—гайки, 4, 7—клеммы, 5, 33, 34, 38, 43—винты, 6—заклепка, 8—шайба, 9—шпилька, 11—стопорная пластина, 12—прокладка, 13—ролик, 14—редукторный щит, 15—зубчатое колесо, 16—манжета, 17—пружина маслозащитного устройства, 18—втулка, 19—корпус, 20—полюс, 21—якорь, 22—вал якоря, 23—пакет железа якоря, 24—обмотка якоря, 25—обмотка возбуждения, 26—коллектор, 27—колпак, 28—щит со стороны коллектора, 29—фланец, 30—шарикоподшипник, 31—дистанционная шайба, 32—крышка, 35—щеточный канатик, 36—щеткодержатель, 37—текстолитовая прокладка, 39—текстолитовая шайба, 40—вывод обмотки возбуждения, 41—планка, 42—кабельный наконечник.



Фиг. 10.20. Конструкция электродвигателя типа СА-189.

1—корпус, 2—полюс, 3—передний щит, 4—задний щит, 5—якорь, 6—обмотка возбуждения, 7—коллектор, 8—щеткодержатель, 9—щетка, 10—защитная лента, 11—кулачковая муфта, 12—клеммовый болт, 13—крышка подшипника, 14—фланец, 15—винт.

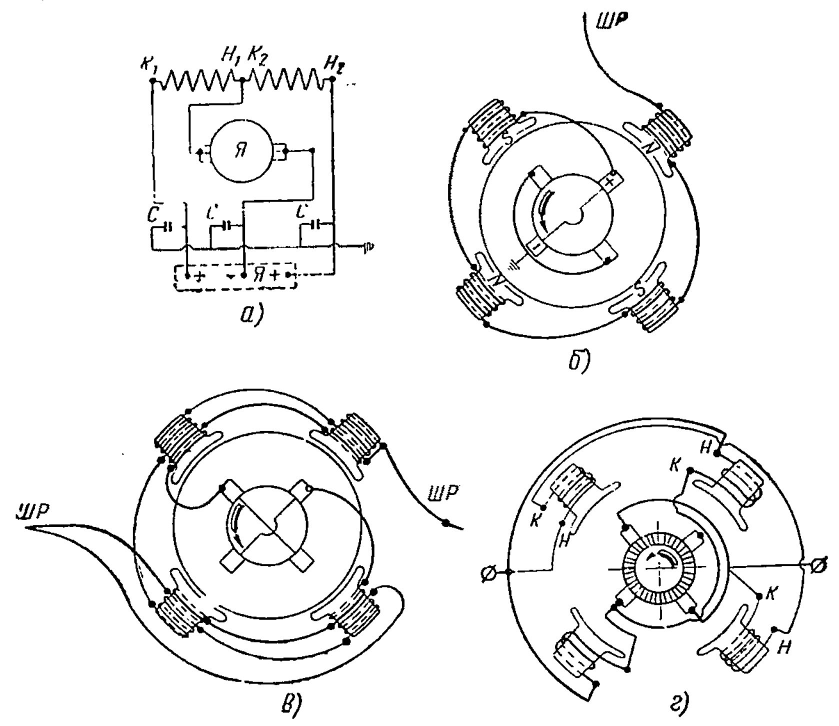


Фиг. 10.21. Конструкция электростартера типа СТ-500М.

1—уплотнение, *2*—прокладка, *3, 36, 42*—винты, *4*—фланец со стороны коллектора, *5*—шайба стопорная, *6*—клеммы, *7, 11, 27*—гайки, *8*—шайба, *9*—маслоотбрасыватель, *10, 24*—шарикоподшипники, *12*—щит со стороны коллектора, *13, 22*—штифты, *14*—суппорт, *15*—защитная лента, *16*—шпилька резьбовая, *17*—корпус, *18*—катушка обмотки возбуждения, *19*—винт крепления полюса к корпусу, *20*—полюсы, *21*—якорь, *23*—щит со стороны привода, *25*—кольцо, *26*—фланец со стороны привода, *28*—резиновое уплотнение, *29*—пружина резинового уплотнения, *30* и *31*—шайбы стопорные, *32* и *33*—болты, *34*—валик, *35*—нетеряющийся винт, *37*—щеткодержатель, *38*—щетка, *39*—щеточная пружина, *40*—палец суппорта, *41*—шплинт, *43*—шайба пружинная.

охлаждением — без вентилятора. Возбуждение смешанное: обмотки параллельного и последовательного возбуждения расположены на разных (одноименных) полюсах. Электрическая схема включения показана на фиг. 10.22.

Обмотка якоря волновая, в каждом пазу два провода ПЭВ2. Число пазов и число коллекторных пластин равно 37. Сопротивление обмотки якоря при 20° С составляет 0,0085 *ом* ±10%, последовательной обмотки—0,0048 *ом* ±6%. Щетки типа МГС-5, давление на щетки около 1000 *г*.



Фиг. 10.22. Электрическая схема включения.

а—двигатель последовательного возбуждения — реверсивный, *б*—двигатель последовательного возбуждения для работы в однопроводной цепи, *в*—двигатель смешанного возбуждения — катушки последовательного и параллельного возбуждения расположены на всех полюсах, *г*—двигатель смешанного возбуждения — катушки последовательного возбуждения размещены на двух одноименных полюсах, а катушки параллельного возбуждения на двух других одноименных полюсах.

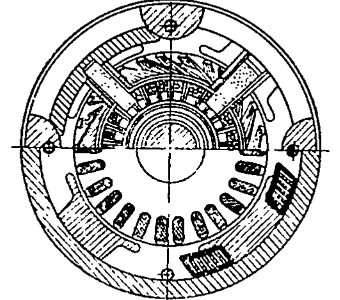
Шарикоподшипники класса «П», со стороны коллектора полузакрыты, со стороны привода открыты. Смазка марки Циатим-201.

Четырехполюсный закрытый электродвигатель типа СБА-56А с последовательной обмоткой возбуждения, предназначенный для привода гидравлической помпы подъема и выпуска шасси самолета, представлен на фиг. 10.23.

Особенностью этого двигателя является расположение обмоток последовательного возбуждения только на двух одноименных полюсах. Остальные два одноименных полюса лишены обмотки возбуждения и являются лишь частью магнитопровода. Обмотка возбуж-

дения выполнена из прямоугольной неизолированной меди. Обмотка якоря в пазу укреплена деревянными клиньями, а в лобовой части—бандажами из стальной проволоки.

Коллектор собран на стальной втулке и зажат с боков двумя нажимными стальными конусами, которые стянуты стальной втулкой, развальцованной с двух сторон. Интересна конструкция коллекторных пластин: каждая из них состоит из трех пластин—одной средней обычного профиля в виде усеченного конуса и двух боковых

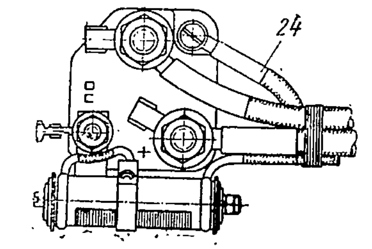


Фиг. 10.23. Конструкция электродвигателя типа СБА-56А.

1—корпус, *2*—полюс, *3*—передний щит, *4*—задний щит, *5*—якорь, *6*—катушка обмотки возбуждения, *7*—коллектор, *8*—щетка, *9*—защитная лента, *10*—клеммы, *11*—ниппель, *12*—колпак, *13*—болт стяжной, *14*—гайка, *15*—фланец.

плоских пластин из листовой меди. Боковые прямоугольные пластины в месте их присоединения к обмотке якоря выступают и образуют щель, куда закладываются и впаиваются выводы секции обмотки якоря. При составных коллекторных пластинах устраняется необходимость в выполнении щелей для припайки секций якорной обмотки и уменьшается расход меди. Однако подобные пластины не нашли распространения вследствие усложнения сборки коллектора и снижения надежности. Соединение электродвигателя с приводом производится при помощи фланца.

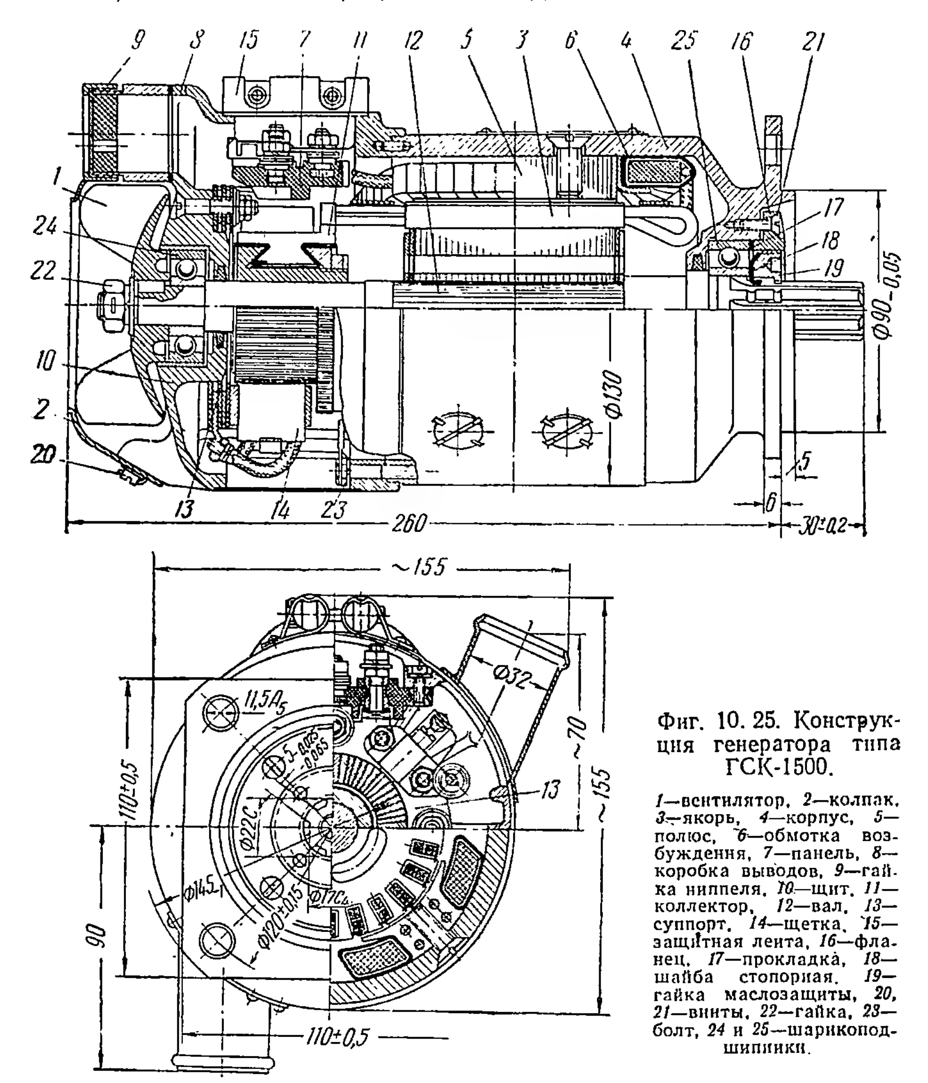
На фиг. 10.24 показана конструкция четырехполюсного электродвигателя постоянного тока с параллельным возбуждением и пусковой обмоткой мощностью 2500 *вт* при скорости вращения 7200 об/мин.



Фиг. 10.24. Конструкция электродвигателя типа МП-2500.

1—вал, *2*—коллектор, *3*—уплотнение, *4*—шпонка, *5*—пружинная шайба, *6*—гайка, *7*—шайба, *8, 21*—уплотнения, *9, 20*—шарикоподшипники, *10, 17*—щиты, *11*—вентилятор, *12*—колпак, *13*—щетка, *14*—обмотка возбуждения, *15*—юстировочное сопротивление, *16*—полюс, *18*—фланец, *19*—винт, *22*—якорь, *23*—корпус, *24*—выводы, *25*—щеткодержатель, *26*—колпак.

Самоохлаждение осуществляется при помощи центробежного вентилятора на валу двигателя. Вентилятор литой из сплава АЛ5. При напряжении 26 *в* электродвигатель потребляет мощность 3500 *вт*, т. е. его к. п. д. составляет около 0,72. Режим работы длительный, исполнение защищенное. Вес двигателя 10 *кг*.



Фиг. 10. 25. Конструкция генератора типа ГСК-1500.

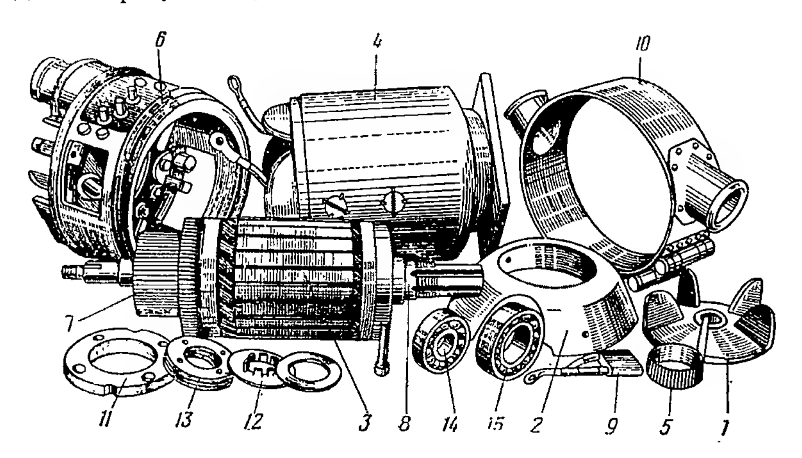
1—вентилятор, *2*—колпак, *3*—якорь, *4*—корпус, *5*—полюс, *6*—обмотка возбуждения, *7*—панель, *8*—коробка выводов, *9*—гайка ниппеля, *10*—щит, *11*—коллектор, *12*—вал, *13*—суппорт, *14*—щетка, *15*—защитная лента, *16*—фланец, *17*—прокладка, *18*—шайба стопорная, *19*—гайка маслозащиты, *20*, *21*—винты, *22*—гайка, *23*—болт, *24* и *25*—шарикоподшипники.

Пазы якоря открытые. Обмотка волновая выполнена из прямоугольной меди и закреплена в пазах текстолитовыми клиньями. Обмотка возбуждения выполнена из провода ПЭЛ-1, а пусковая— из провода ПШД.

На панели выводов расположено юстировочное сопротивление для установления номинальной скорости вращения при испытании двигателя. Щетки марки МГС-8.

На фиг. 10.25 и 10.26 показан четырехполюсный авиационный генератор без дополнительных полюсов типа ГСК-1500, который может работать с самовентиляцией, развивая мощность 1000 *вт*; при продуве он развивает 1500 *вт*. Диапазон изменения скорости 3800—5800 об/мин.

Четырехполюсный авиационный генератор мощностью 6000 *вт* с полным числом дополнительных полюсов и с продувом (ГСР-6000) приведен на фиг. 10.27.



Фиг. 10.26. Генератор типа ГСК-1500 в разобранном виде.

1—вентилятор, *2*—колпак, *3*—якорь, *4*—корпус, *5*—гайка ниппеля, *6*—щит, *7*—коллектор, *8*—вал, *9*—щетка, *10*—защитная лента, *11*—фланец, *12*—шайба стопорная, *13*—гайка маслозащиты, *14* и *15*—шарикоподшипники.

На фиг. 10.28 приведена конструкция шестиполюсного стартер-генератора ГСР-СТ-6000А с половинным числом дополнительных полюсов, а на фиг. 10.30 приведена электрическая схема соединений.

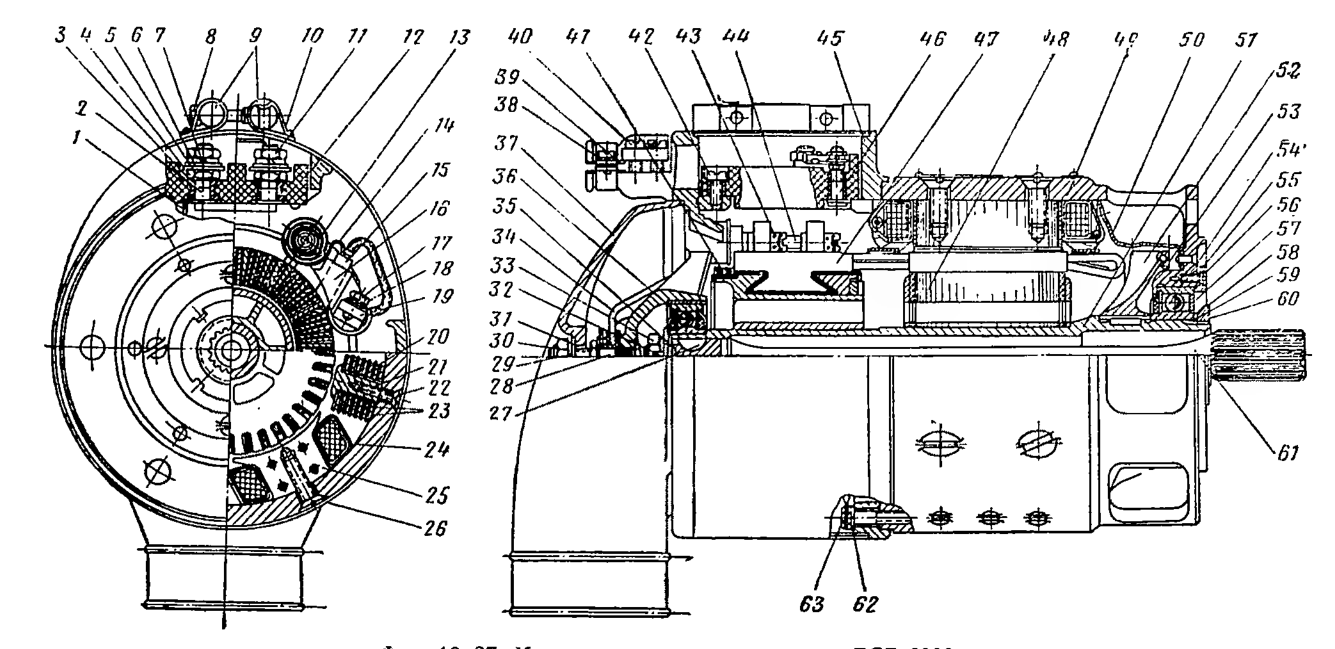
Стартер-генератор предназначен для запуска авиадвигателя с последующей работой в качестве генератора. В двигательном (стартерном) режиме машина при напряжении 21 *в* развивает: номинальный момент 1,8 *кгм* при смешанном возбуждении и скорости вращения не менее 1400 об/мин; номинальный момент 1,1 *кгм* при последовательном возбуждении и скорости вращения не менее 2400 об/мин. Режим работы кратковременный: пять циклов по 40 сек. с перерывами по 2 мин. между циклами.

Потребляемый ток в первые два цикла не более 285 *а*, а в остальные три цикла — не более 250 *а*.

В начале пуска стартер-генератор работает со смешанным возбуждением, а в конце пуска — с последовательным возбуждением. Этот порядок пуска обеспечивает:

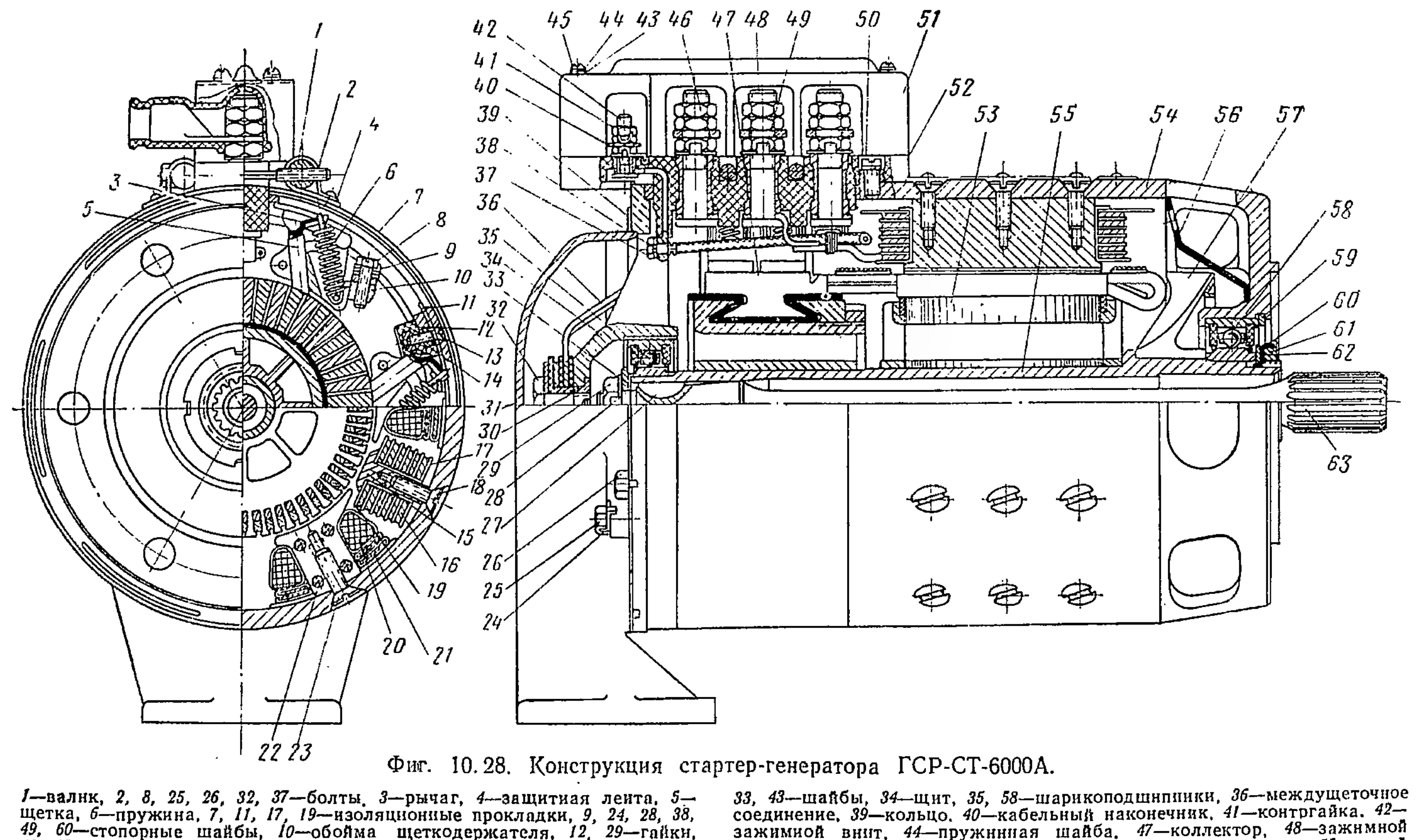
а) экономию в расходе электроэнергии аккумуляторной батареи и образование в начальный период большого вращающего момента,

б) увеличение скорости вращения в конце запуска при незначительном снижении момента вращения.



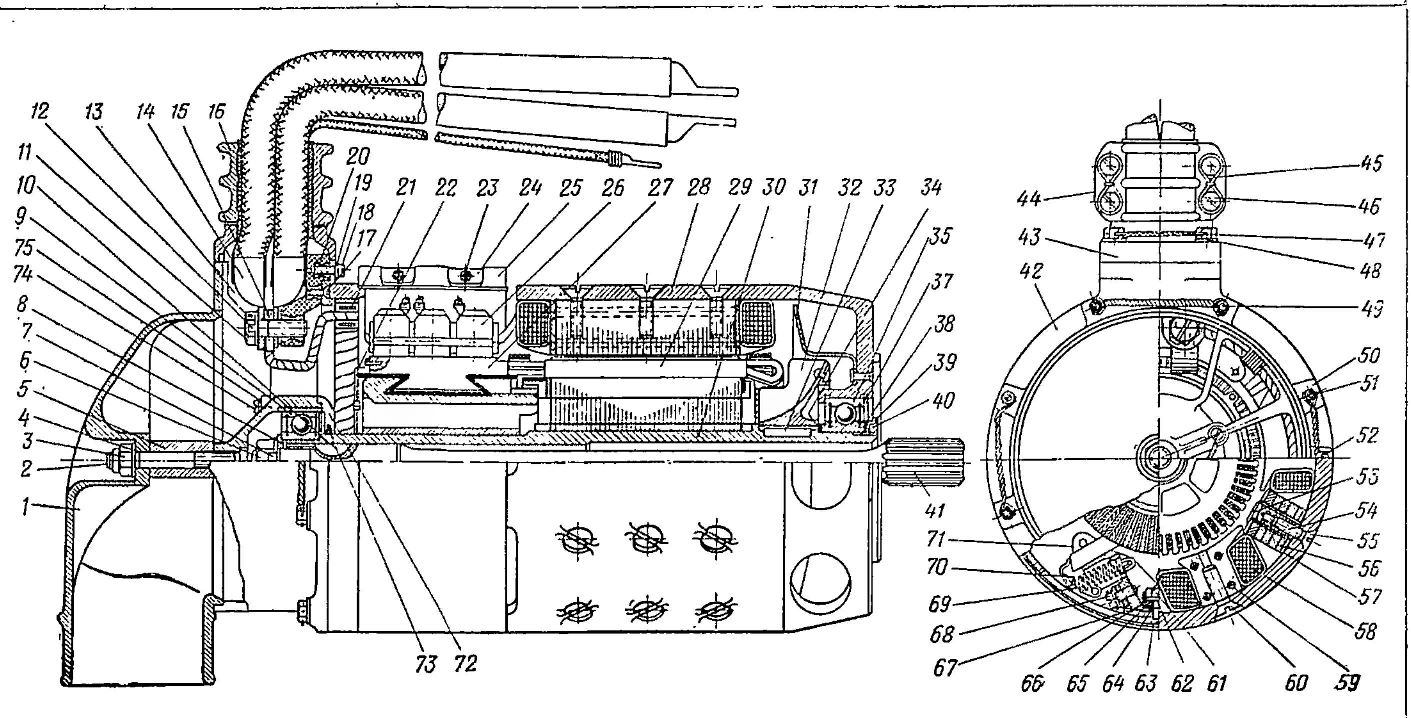
Фиг. 10. 27. Конструкция генератора типа ГСР-6000.

1—гибкий отвод, *2, 19, 46*—зажимы, *3, 17, 32, 58*—шайбы стопорные, *4*—контргайка, *5*—наконечник кабельный, *6, 31, 35, 62*—шайбы, *7, 30, 38*—шайбы пружинные, *8, 13*—болты, *9*—валики, *10*—лента защитная, *11, 33*—гайки, *12*—панель выводов, *13*—шплинт, *14*—пружина, *15*—щетка, *16*—щеткодержатель, *20*—обмотка дополнительных полюсов, *21*—полюс дополнительный, *22, 26, 56, 39, 40, 42*—винты, *23*—прокладки текстолитовые, *24*—обмотка возбуждения, *25*—полюс основной, *27*—шпонка, *28*—шпилька, *29*—гайка самоконтрящаяся, *34*—соединение междущеточное, *36, 54*—шарикоподшипник, *37*—колпак-патрубок, *41*—соединения эквипотенциальные, *43*—втулка, *44*—палец, *45*—щит, *47*—коллектор, *48*—якорь, *49*—корпус, *50*—кожух, *51*—полый вал, *52*—вентилятор, *53*—шпонка, *55*—фланец, *57*—заслонка, *59*—шайба дистанционная, *60*—гайка круглая, *61*—вал гибкий, *63*—болт.



Фиг. 10.28. Конструкция стартер-генератора ГСР-СТ-6000А.

1—валик, *2, 8, 25, 26, 32, 37*—болты, *3*—рычаг, *4*—защитная лента, *5*—щетка, *6*—пружина, *7, 11, 17, 19*—изоляционные прокладки, *9, 24, 28, 38, 49, 60*—стопорные шайбы, *10*—обойма щеткодержателя, *12, 29*—гайки, *13, 18, 23, 45, 50*—винты, *14*—изоляционная втулка, *15*—дополнительный полюс, *16*—обмотки дополнительных полюсов, *20*—параллельная обмотка возбуждения, *21*—последовательная обмотка возбуждения, *22*—основной полюс, *27*—шпонка, *29, 46*—гайки, *30*—втулка, *31*—патрубок-колпак, *33, 43*—шайбы, *34*—щит, *35, 58*—шарикоподшипники, *36*—междущеточное соединение, *39*—кольцо, *40*—кабельный наконечник, *41*—контргайка, *42*—зажимной винт, *44*—пружинная шайба, *47*—коллектор, *48*—зажимной болт, *51*—колодка, *52*—панель выводов, *53*—якорь, *54*—корпус, *55*—полый вал, *56*—защитный кожух, *57*—вентилятор, *59*—пружинное кольцо, *61*—круглая гайка, *62*—дистанционная шайба, *63*—гибкий валик.

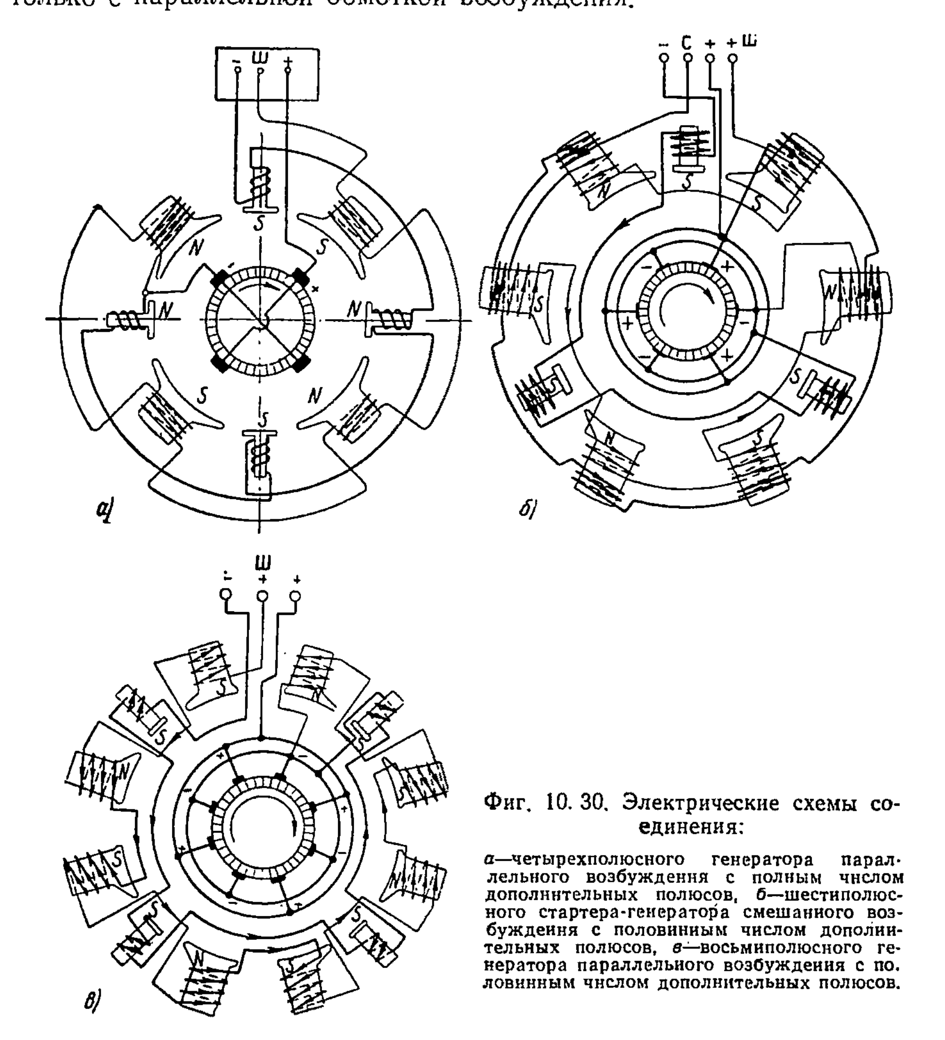


Фиг. 10. 29. Конструкция генератора типа ГСР-9000.

1—колпак, *2*, *11*, *47*, *49*, *51*—болты, *3*—самоконтрящаяся гайка, *4*, *8*, *19*, *34*, *48*, *50*, *62*, *75*—шайбы, *5*—втулка, *6*, *40*, *61*—гайки, *7*, *12*, *39*—стопорные шайбы, *9*, *35*—шарикоподшипники, *10*, *33*—шпонки, *13*—текстолитовая прокладка, *14*—выводной провод, *15*—гибкая шинка, *16*—резиновая прокладка, *17*, *18*, *23*, *45*, *46*, *55*, *60*, *63*, *68*, *74*—винты, *20*—панель выводов, *21*—междущеточное соединение, *22*—эквипотенциальные соединения, *24*—валик, *25*—защитная лента, *26*—щетки, *27*—коллектор, *28*—корпус, *29*—якорь, *30*—полый вал, *31*—кожух, *32*—вентилятор, *37*—пружинное кольцо, *38*—дистанционная шайба, *41*—гибкий валик, *42*—щит, *43*—ниппель, *44*—хомут, *52*—штифт, *53*—дополнительный полюс, *54*—латунная прокладка, *56*—обмотка дополнительного полюса, *57*—текстолитовая прокладка, *58*—обмотки возбуждения, *59*—основной полюс, *64*—текстолитовая втулка, *65*—слюдяная шайба, *66*—миканитовый колпачок, *67*—миканитовая прокладка, *69*—пружина, *70*—рычаг, *71*—щеткодержатель, *72*—фланец, *73*—уплотнение фетровое

Соединение стартер-генератора с авиадвигателем производится через редуктор с автоматически переключающимся передаточным числом (с 1,7 в двигательном режиме на 0,8 в генераторном режиме).

В генераторном режиме машина аналогична ГСР-6000, работая только с параллельной обмоткой возбуждения.



Фиг. 10. 30. Электрические схемы соединения:

а—четырехполюсного генератора параллельного возбуждения с полным числом дополнительных полюсов, *б*—шестиполюсного стартера-генератора смешанного возбуждения с половинным числом дополнительных полюсов, *в*—восьмиполюсного генератора параллельного возбуждения с половинным числом дополнительных полюсов.

На фиг. 10. 29 показан шестиполюсный авиационный генератор с половинным числом дополнительных полюсов серии ГСР мощностью 9000 *вт*. Диапазон изменения скорости 4000—9000 об/мин.

Конструктивные особенности современных авиационных генераторов постоянного тока серии ГСР ясны из приведенных фигур и будут подробно рассмотрены ниже.

В табл. 10. 6 приведены некоторые технические данные авиационных генераторов.

Таблица 10.6

Технические данные некоторых типов авиационных генераторов

Тип	ГС-1000	ГСК-1500	ГСР-3000	ГСР-6000
Мощность (при $U=30$ *в*) в *вт*	1000	1500	3000	6000
Напряжение в *в*	27,5	27,5	28,5	28,5
Ток в *а*	37	54	100	200
Скорость вращения в об/мин	3800/5400	3800/5900	4000/9000	4000/9000
Начальная скорость без регулятора	—	—	—	3600
Диаметр корпуса в *мм*	128	128	137	160
Полная длина в *мм*	305,5	--	290	363,5
Вес в *кг*	14,4	11,7	11	18,4
Регулятор напряжения	Вибрационный			
Максимальный ток возбуждения при нормальной нагрузке и скорости	—	—	5,68	10,8
Минимальный ток возбуждения при 9000 об/мин и холостом ходе	—	—	—	0,9
Максимальный ток перегрузки в *а*/время в мин.	54,5/5	81/5	150/2	300/1
Максимальный ток перегрузки в *а*/время в сек.	—	—	200/10	400/5
Максимальный ток при работе без продува и минимальной скорости в *а*/время в мин.	—	37/длительн.	30/30	60/30
Система охлаждения	Наружная самовентиляция			Продув
Расход воздуха *дм*³/*сек* при $p=760$ *мм* рт. ст.	—	30	40	70
Давление у патрубка в *мм* вод. ст.	—	—	—	260
Допустимые превышения температуры коллектора в °С	—	—	—	90/110*
Обмотка якоря	—	—	—	100/110
Обмотка основных полюсов	—	—	—	60/115
Обмотки дополнительных полюсов	—	—	—	90/110
Шарикоподшипники				
Со стороны коллектора				
Тип	—	—	—	Закрытый
Номер	—	—	—	30804
Со стороны привода				
Тип	—	—	—	Полузакрытый
Номер	—	—	—	520806
Тип смазки	—	—	—	ЦИАТИМ-201** / ОКБ-122-7

* В знаменателе—при отсутствии продува.

** В числителе указана смазка подшипника со стороны коллектора, а в знаменателе—со стороны привода.

Глава XI

ВАЛ И СЕРДЕЧНИК ЯКОРЯ

§ 1. ЭЛЕМЕНТЫ КОНСТРУКЦИИ ВАЛА

Валы авиационных электрических машин выполняются двух видов:

а) Валы быстроходных машин, составляющие одно целое с ротором, нагруженные *распределенной* нагрузкой от собственного веса, односторонним магнитным притяжением и передаваемым моментом кручения. Эти валы имеют центральную цилиндрическую часть (бочку) и боковые части (хвосты) переменного сечения. Валы этого типа для машин постоянного тока не применяются.

б) Валы с *сосредоточенной* нагрузкой от веса ротора, одностороннего магнитного притяжения и передаваемого момента кручения, которые иногда дополнительно нагружены силой, приложенной к свободному концу вала (зубчатая передача, муфта). Валы этого типа применяются и для машин постоянного тока, они имеют ступенчатую форму для независимой посадки сердечника, коллектора, вентилятора и т. д. (фиг. 11.1).

Для повышения механической прочности и снижения стоимости обработки целесообразно уменьшать число ступеней и допускать минимальную разницу между диаметрами отдельных ступеней.

Для уменьшения количества необходимых резцов рекомендуется делать одинаковыми радиусы закругления в местах перехода от одной ступени вала на другую. Для уменьшения количества фрез шпоночные канавки, расположенные на различных ступенях вала, рекомендуется выполнять одной ширины — по диаметру выступающего конца вала (ОСТ НКМ 4084).

Шпоночные канавки под сердечник якоря в авиационных электрических машинах обычно заменяют рифлением вала при помощи зубчатых роликов с предварительной и последующей шлифовкой вала.

Концы валов электрических машин (ГОСТ 3222—52) при диаметре $d=6 \div 55$ *мм* приведены в табл. 11. 1.

Таблица 11.1

Концы валов электрических машин

Диаметр d *мм*	6	8	10	12	14	16	18	19	20	22	24	25	28	30	32	35	38	40	42	45	48	50	55
Длина l *мм*	16	20	23	30		40		50			60			80				110					

При изготовлении валов применяют допуски по системе отверстия обычно второго класса точности. Рекомендуемые посадки детали на вал второго класса точности по системе отверстия приведены в табл. 11. 2 (ОСТ 1012—1043 и 1044).

Таблица 11.2

Посадки деталей на вал электрической машины

Тип электрической машины	Сердечник якоря	Коллектор	Контактные кольца	Втулка вентилятора	Подшипники
Нереверсивная	*С*	*Пл*	*Т*	*Т*	*П* Легкая серия
Реверсивная	*Н*	*Пр*	*Пл*	*Пл*	*Н* Средняя серия
При больших пусковых моментах и частых пусках	*Т*	*Пр*	*Пл*	*Пл*	*Н* или *Т* Тяжелая серия

Спокойная и надежная работа быстроходных якорей в большой мере зависит от биения шейки и конца вала, в связи с чем практика выработала допустимые значения биения (определяемые индикатором) для авиационных машин постоянного тока.

Величина биения зависит от характера привода. При жестком соединении (шлицевые соединения, зубчатые передачи) величина максимально допустимого биения не должна превосходить 0,01 *мм*, а при гибких соединениях (эластичные муфты) —0,03 *мм*.

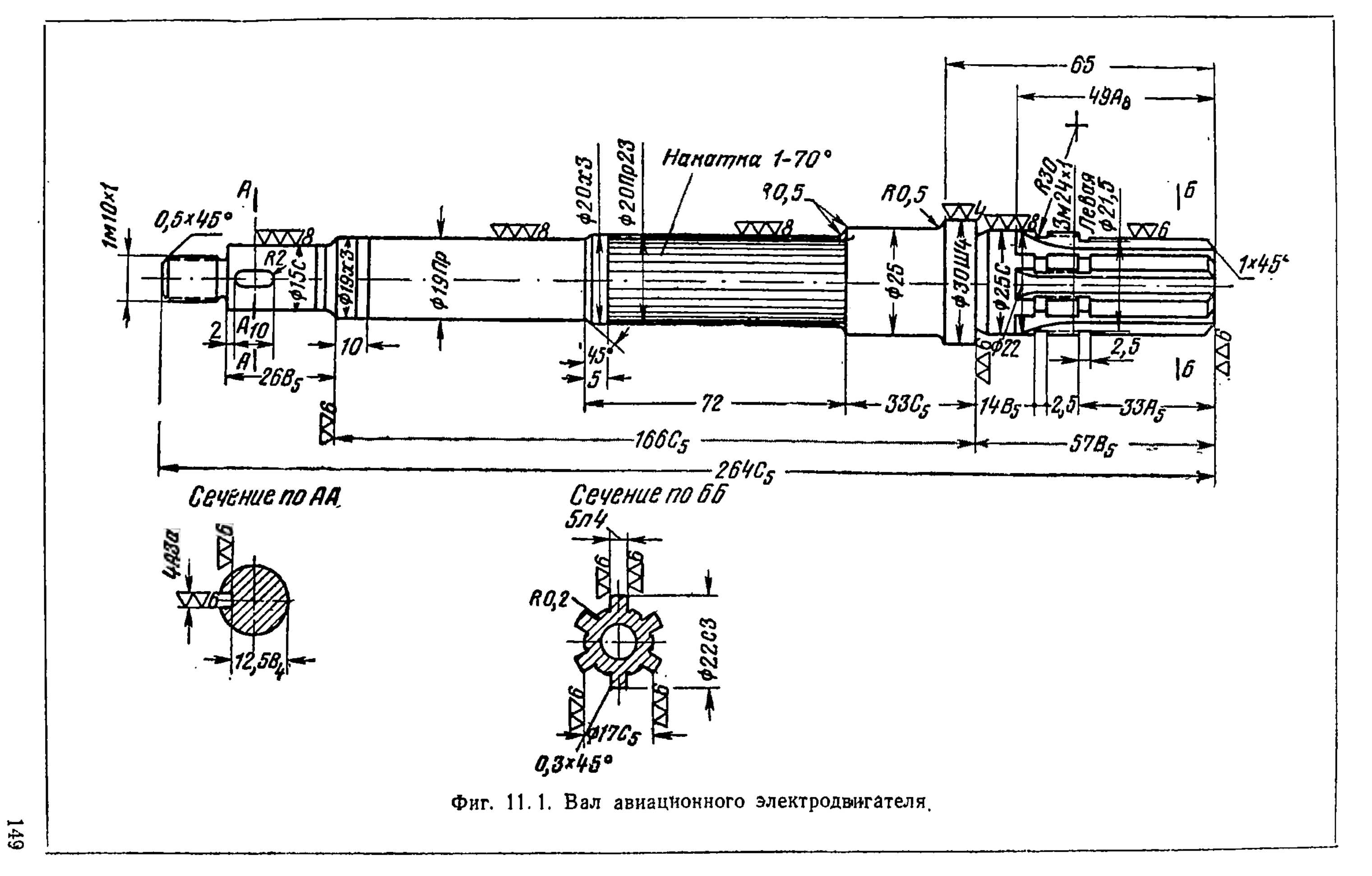
Валы электрических машин общего применения диаметром до 120 *мм* обычно изготавливаются из прокатной стали 45 по ГОСТ 1050—52. Валы авиационных электрических генераторов и ответственных двигателей изготавливаются из прокатной стали марки 30ХГСА.

Валы авиационных генераторов обычно получают вращение от коленчатого вала авиадвигателя через редуктор посредством фрикционно-амортизационных устройств, эластичных муфт или гибких валиков. Так как генераторы имеют диапазон изменения скоростей порядка 3000÷10000 об/мин, то применяется редуктор с передаточным числом порядка 1,5÷3,0. Поршневые авиадвигатели имеют неравномерность хода, которая определяется числом цилиндров N и числом тактов K. За один оборот коленчатого вала число вспышек (импульсов)

$$N_1 = 2\frac{N}{K}. \qquad (11.1)$$

При четырехтактном авиадвигателе $N_1 = \frac{N}{2}$ и при двухтактном авиадвигателе $N_1 = N$.

Импульсы, вызывающие пульсацию момента вращения на протяжении одного оборота (при постоянном моменте сопротивления), имеют сложный характер и обусловливают неравномерность хода авиадвигателя. При жестком соединении вала генератора с валом



Фиг. 11.1. Вал авиационного электродвигателя.

авиадвигателя эти пульсации нарушают спокойную работу генератора и приводят к поломке вала. Указанные явления происходят также и в случае, когда момент сопротивления механизма (например, компрессора) неравномерен. В этом случае электродвигатели подвергаются влиянию вибрации момента.

Учитывая неравномерность хода приводного авиадвигателя и неравномерный момент сопротивления некоторых механизмов, валы электрических генераторов постоянного и переменного тока присоединяются к авиадвигателям при помощи фрикционной муфты скольжения (генераторы мощностью до 1,5 *квт*) или при помощи двойного—полого и гибкого—вала (генераторы мощностью 3 *квт* и более). Фрикционные муфты обычно регулируются на 3—4-кратный номинальный момент вращения. При моментах, которые больше момента затяжки муфты, последняя пробуксовывает и предохраняет вал генератора от скручивания.

Применение системы двойного вала, когда внешний полый вал, установленный на подшипниках, воспринимает вес якоря, а внутренний гибкий вал передает вращающий момент внешнему полому валу (со стороны коллектора), обеспечивает условие, при котором вибрации вращающего момента приводного двигателя или момента сопротивления механизма, в значительной мере поглощаются гибким валиком. Якорь машины работает при этом с допустимой степенью неравномерности хода.

Сказанное особенно важно, если генератор приводится во вращение от поршневого авиадвигателя. Однако и при приводе генератора от реактивных авиадвигателей, у которых нет пульсирующего момента, генератор необходимо предохранить от крутильных колебаний.

На фиг. 11.2 приведена одна из возможных конструкций гибкого валика, применяемая в генераторе постоянного тока мощностью 9 *квт*.

Сторона гибкого валика, обращенная к приводу, имеет утолщение, на котором нанесены 16 шлицев эвольвентного профиля. Угол зацепления равен 30°, а модуль 1,27. Толщина зуба по дуге начальной окружности ∅ 20,32 *мм* равна 1,99 *мм*. Накопленная ошибка углового смещения составляет 0,04. Вторая сторона гибкого валика, выполненная в виде конуса (конусность 1 : 10), соединена с полым валом генератора при помощи шпонки.

На конусном конце гибкого валика выполняется цилиндрическая нарезка (1М 12×1,25) для затяжки гибкого валика с полым валом генератора. Гибкий валик выполняется из стали марки 50ХФА и должен иметь после термообработки твердость по Роквеллу 38÷42.

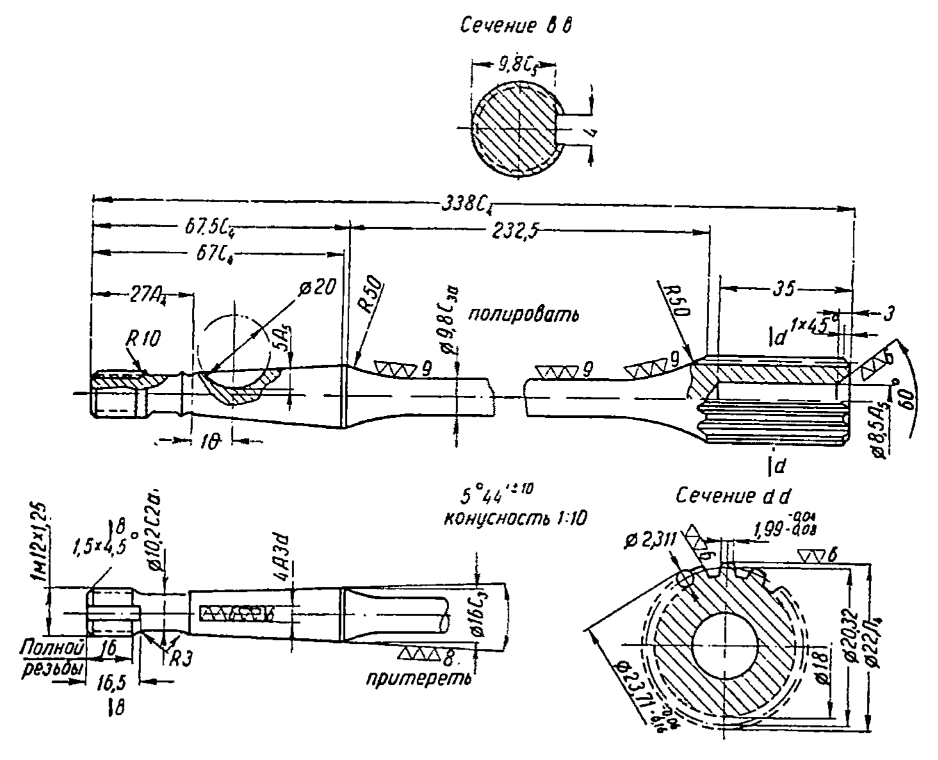
Полый вал генератора расположен на двух шариковых подшипниках, установленных в щитах генератора (фиг. 11.3).

На поверхности полого вала генератора выполняется прямая накатка с шагом в 1 *мм* (обозначение на фиг. 11.3—«накатка прямая 1×70°») для посадки втулки коллектора и сердечника якоря.

Материал полого вала — сталь марки 30ХГСА. Для всех валов авиационных электрических машин вне зависимости от диаметра и длины накатки применяют прямую накатку шагом $t=1$ *мм*. После накатки диаметр вала возрастает в зависимости от материала на величину, равную $\Delta=(0{,}25\div0{,}5)\,t$.

При конструировании вала должно быть предусмотрено, чтобы:

а) напряжения изгиба и кручения при наиболее возможных моментах изгиба и кручения были в допустимых пределах для выбранного сорта материала;

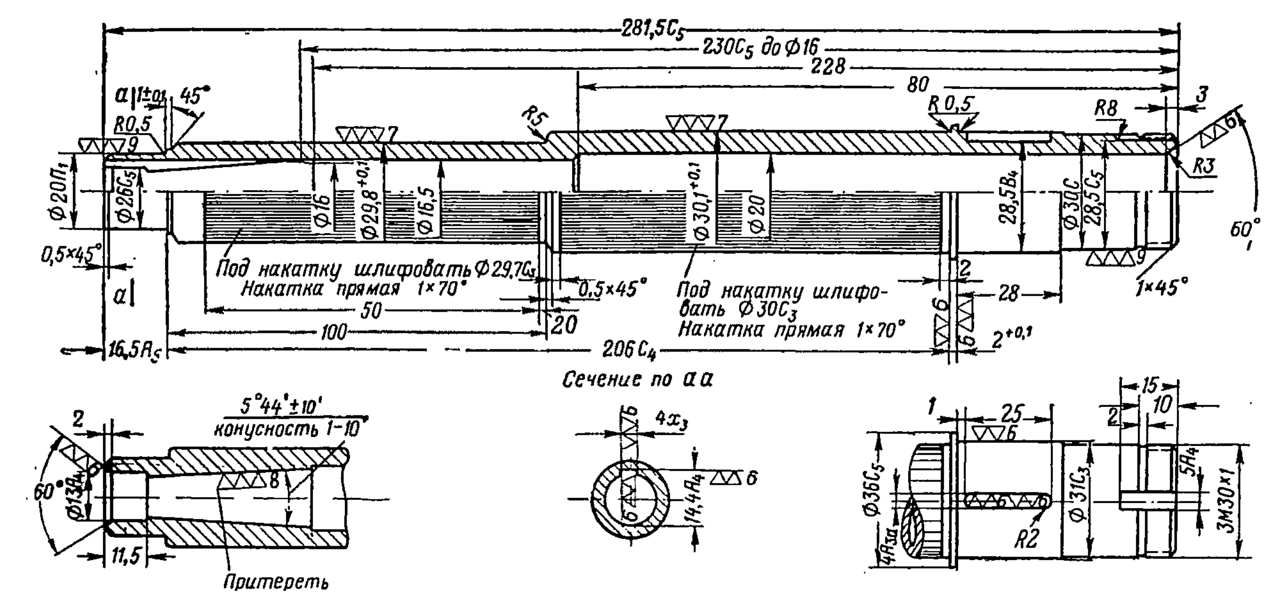


Фиг. 11.2. Гибкий валик (торсион).

б) прогиб вала при всех заданных условиях работы машины был не более 0,05δ для машин постоянного тока и синхронных общего применения и не более 0,1δ для индукционных машин, где δ—величина воздушного зазора;

в) критическая скорость вала отличалась от нормальной на 25÷30%, а в регулируемых машинах она должна лежать выше верхнего предела скорости на 25÷30%.

Выполнение перечисленных условий проверяется механическим расчетом вала.



Фиг. 11. 3. Полый вал авиационного генератора мощностью 9 *квт.*

§ 2. МЕХАНИЧЕСКИЙ РАСЧЕТ ВАЛА

На вал действуют следующие силы и моменты:

а) силы веса G и одностороннего магнитного притяжения P_δ, которые принимаются сосредоточенными в середине посадки сердечника якоря;

б) силы P, приложенные к консольной части вала от зубчатых колес, если они имеются.

Максимальная реакция передачи, т. е. максимальная сила, приложенная к середине выступающего конца вала

$$P_{max} = k_п \frac{M_{max}}{R} \ [кг], \tag{11.2}$$

где R — радиус по делительной окружности зубчатого колеса или по линии сцепления муфты в *см*;

$k_п$ — коэффициент передачи.

Приближенно $R = 2{,}3\ d_0$ и $k_п = 1{,}05$ при зубчатой передаче.

Силы $(G + P_\delta)$ и P_{max} образуют изгибающий момент. Кроме того, на вал действует номинальный момент вращения

$$M_н = 97{,}5 \frac{P_н}{n\eta} \ [кгсм], \tag{11.3}$$

где $P_н$ — номинальная полезная мощность в *вт*;

n — номинальная скорость вращения в об/мин;

η — к. п. д., равный единице для двигателей,

а также максимальный момент вращения

$$M_{max} = m_m M_н \ [кгсм], \tag{11.4}$$

где $m_m = \frac{M_{max}}{M_н}$ — кратность максимального момента, равная для генераторов $1{,}5 \div 2{,}0$, для двигателей с параллельным возбуждением — $2{,}0 \div 2{,}5$ и для двигателей с последовательным возбуждением $3 \div 5$. Большие величины относятся к авиационным электрическим машинам постоянного тока.

Предварительно определяется приближенный размер вала под сердечником якоря и диаметр вала в месте посадки подшипников.

Диаметр цапфы — минимальный диаметр вала со стороны привода — из условия прочности только по максимальному крутящему моменту приближенно равен:

$$d_0 = 1{,}1 \sqrt[3]{\frac{M_{max}}{0{,}2\tau_{max}}} \approx 1{,}9 \sqrt[3]{\frac{M_{max}}{\tau_{max}}} \ [см], \tag{11.5}$$

где τ_{max} — максимальное напряжение кручения, зависящее от сорта материала вала в $кг/см^2$;

M_{max} — максимальный крутящий момент в *кгсм*.

Приближенно диаметр вала под сердечником якоря

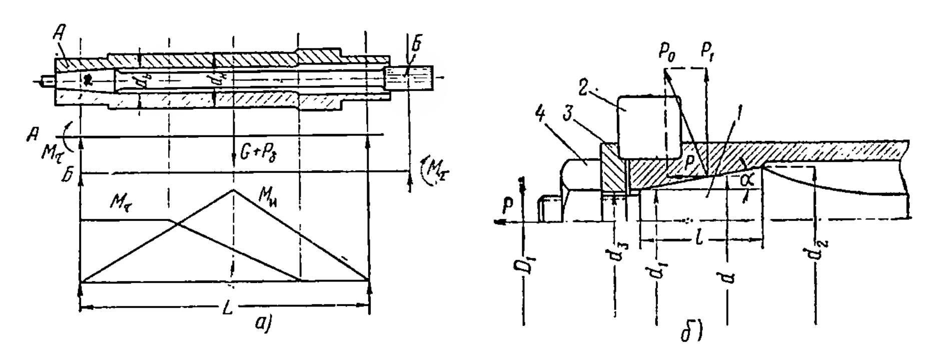
$$d = 7 \sqrt[4]{GL^3 \left(\frac{n_{кр}}{1000}\right)^2} \approx 1{,}2 d_0 \ [см], \tag{11.6}$$

где G — вес якоря и коллектора,

$$G \approx 6(D^2 l + D_к^2 l_к) \cdot 10^{-3} \ [кг]; \qquad (11.7)$$

L — расстояние между опорами в *см*;
D и $D_к$, l и $l_к$ — диаметры якоря и коллектора, длина сердечника якоря и коллектора;
$n_{кр}$ — критическая скорость якоря в об/мин.

Если вал полый, то предварительно принимают: внутренний диаметр полого вала $d_в \approx d_0$;



Фиг. 11. 4. Двойной вал авиационного генератора.

а—силы, действующие на вал и эпюры моментов вала, *б*—силы, действующие при затяжке конусной пары.

внешний диаметр полого вала $d_н$ из условия равенства экваториального момента сопротивления полого и сплошного вала

$$0{,}2d^3 = 0{,}2\,(d_н^3 - d_в^3) \approx 0{,}2\,(d_н^3 - d_0^3),$$

т. е.

$$d_н = \sqrt[3]{d^3 + d_0^3}. \qquad (11.8)$$

Если принять $d \approx 1{,}2\,d_0$, то $d_н \approx 1{,}4\,d_0$. Остальные размеры вала определяются конструктивно.

Окончательный расчет вала по максимально возможным нагрузкам производится после выполнения продольного разреза машины. Производится расчет вала на прочность и на жесткость. В первом случае определяются максимальные напряжения для всех ступеней вала с учетом местных напряжений, а во втором — проверяется диаметр средней части машины.

Напомним, что при системе двойного вала на гибкий валик действует момент вращения M_τ, а на полый вал, кроме того, и изгибающий момент $M_и$ (фиг. 11. 4,*а*), что необходимо учесть при расчете.

На фиг. 11. 4,*б* показано обычно применяемое крепление гибкого валика и расположение сил давления, возникающих в конусной паре под влиянием затяжки гайки.

Затяжка конуса гибкого валика *1* и зажатие нижнего конца шарикоподшипника *2* производятся при помощи нажимной шайбы *3* гайкой *4*.

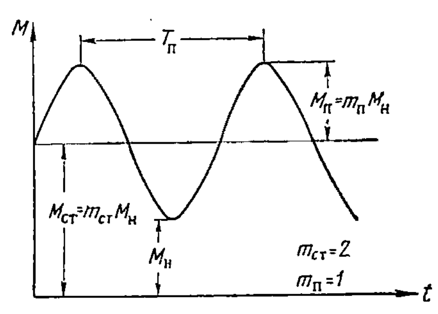
Расчет прочности вала

В соответствии с теорией наибольших касательных напряжений комбинированные напряжения сводятся к случаю изгиба по формуле

$$\sigma_к = \sqrt{\sigma^2 + (2\tau)^2}\ [кг/см^2], \quad (11.9)$$

где

$$\sigma = \frac{M_\sigma}{W_\sigma} = 10\frac{M_\sigma}{d^3}\ [кг/см^2] \quad (11.10)$$



Фиг. 11.5. Общий случай периодически изменяющегося момента вращения (напряжения).

— напряжение изгиба в рассматриваемом сечении вала;

$$\tau = \frac{M_\tau}{W_\tau} = 5\frac{M_\tau}{d^3}\ [кг/см^2] \quad (11.11)$$

— напряжение кручения в том же сечении вала;

$$W_\sigma = 0{,}1d^3 \text{ и } W_\tau = 0{,}2d^3\ [см^3] \quad (11.12)$$

— соответственно, моменты сопротивления изгибу и кручению ($W_\tau = 2W_\sigma$);

d — диаметр вала в рассматриваемом сечении.

Теперь выражение (11.9) можно представить в виде

$$\sigma_к = \frac{1}{W_\sigma}\sqrt{M_\sigma^2 + M_\tau^2} = \frac{10}{d^3}\sqrt{M_\sigma^2 + M_\tau^2}\ [кг/см^2], \quad (11.13)$$

где M_σ — изгибающий момент в рассматриваемом сечении;
M_τ — максимальный крутящий момент;
W_σ — экваториальный момент сопротивления.

При вращении вала напряжение изгиба σ является знакопеременным с симметричным циклом, так как силы, вызывающие изгиб (P_δ, G и P_{max}), имеют неизменное направление в пространстве. Напряжение кручения τ зависит от типа электрической машины и в общем случае может быть представлено выражением моментов вращения фиг. 11.5 и табл. 11.3, а именно:

$$M_\tau = M_{ст} + M_п = m_{ст} M_н \pm m_п M_н = M_н (m_{ст} \pm m_п) =$$

$$= 97{,}5 \frac{P_н}{n\eta} (m_{ст} \pm m_п), \qquad (11.14)$$

где

$M_{ст} = m_{ст} M_н$ — статический момент, а $m_{ст}$ — кратность постоянной составляющей момента;

$M_п = m_п M_н$ — знакопеременный момент, а $m_п$ — кратность амплитуды знакопеременного момента.

Таким образом, вал испытывает напряжение кручения от статического момента кручения

$$\tau_{ст} = \frac{M_{ст}}{W_\tau} = \frac{m_{ст} M_н}{W_\tau} = 5 \frac{m_{ст} M_н}{d^3} \; [кг/см^2] \qquad (11.15)$$

и от знакопеременного момента кручения

$$\tau_п = \frac{M_п}{W_\tau} = 5 \frac{m_п M_н}{d^3} \; [кг/см^2]. \qquad (11.16)$$

Таблица 11.3

Характеристика нагрузки некоторых электрических машин

Тип машин	Пределы изменения вращающего момента	Кратность максимального момента	
		$m_{ст}$	$m_п$
Авиационные генераторы	$M_{max} \div 0$	2	0
Электродвигатели для авиационных преобразователей	$M_н \div 0$	1	0
Реверсивные электродвигатели	$-M_{max} \div +M_{max}$	0	3,5
Нереверсивные электродвигатели	$M_{max} \div 0$	1,5	1,5

Как известно, в местах перехода от одного сечения вала к другому наблюдается местная концентрация напряжений, которые должны быть отнесены только к знакопеременным нагрузкам. Коэффициенты концентрации напряжения для деформации изгиба k_σ и кручения k_τ являются функцией отношения $\frac{D}{d}$ и $\frac{r}{d}$. Чем меньше разница диаметров $(D—d)$ и больше радиус закругления r, тем меньше коэффициент концентрации напряжения. Сказанное необходимо иметь в виду при конструировании профиля вала. С учетом

концентрации напряжения в местах переходов сечения знакопеременные напряжения изгиба и кручения равны:

$$\sigma_{\infty}=10k_{\sigma}\frac{M_{\sigma}}{d^3} \text{ и } \tau_{п}=5k_{\tau}\frac{m_{п}M_{н}}{d^3}. \qquad (11.17)$$

Если вал испытывает одновременно знакопеременное напряжение изгиба и комбинированное (статическое и знакопеременное) напряжение кручения, то статические напряжения $\tau_{ст}$ должны быть приведены к знакопеременному $\tau_{п}$ с учетом концентрации напряжения по формуле:

$$\tau_{\infty}=k_{\tau}\tau_{п}+\tau_{ст}\frac{\sigma_e}{\sigma_S}=5\frac{M_{н}}{d^3}\left(k_{\tau}m_{п}+\frac{\sigma_e}{\sigma_S}m_{ст}\right) [кг/см^2]. \qquad (11.18)$$

Теперь напряжение кручения может быть сведено к напряжению изгиба с учетом концентрации напряжения по формуле

$$\sigma_{к\infty}=\sqrt{\sigma_{\infty}^2+(2\tau_{\infty})^2}=$$

$$=\frac{10}{d^3}\sqrt{(k_{\sigma}M_{\sigma})^2+M_{н}^2\left(k_{\tau}m_{п}+\frac{\sigma_e}{\sigma_S}m_{ст}\right)^2} [кг/см^2], \qquad (11.19)$$

где σ_{∞} — напряжение изгиба с учетом концентрации напряжения;
τ_{∞} — знакопеременное напряжение кручения с учетом концентрации напряжения.

Если предел усталости из таблиц не известен, то его можно принять равным

$$\sigma_e\approx 0,25(\sigma_B+\sigma_S). \qquad (11.20)$$

В этом случае допустимое напряжение

$$\sigma_{к\infty}=\frac{\sigma_B+\sigma_S}{4\vartheta}=\frac{\sigma_e}{\vartheta}, \qquad (11.21)$$

где ϑ — коэффициент запаса, равный примерно 1,6.

Диаметр вала может быть определен из уравнения

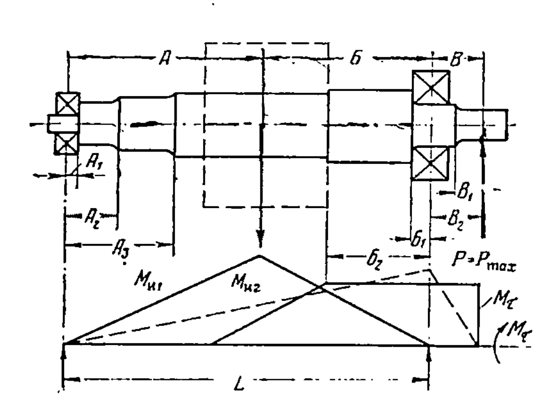
$$d=\sqrt{\frac{40\vartheta}{\sigma_B+\sigma_S}\sqrt{(k_{\sigma}M_{\sigma})^2+M_{н}^2\left[k_{\tau}m_{п}+0,25m_{ст}\left(1+\frac{\sigma_B}{\sigma_S}\right)\right]^2}} [см]. \qquad (11.22)$$

Приближенно можно принимать следующие значения коэффициентов концентрации напряжения: $k_{\tau}\approx 1,3$ и $k_{\sigma}\approx 1,5$.

Для расчета напряжения в различных сечениях вала его разбивают на три участка *А*, *Б* и *В* (фиг. 11.6) и расчет ведут по ранее приведенным уравнениям, пользуясь табл. 11.4 и обозначениями, данными на фиг. 11.6 (сила, приложенная посередине вала, равна $G+P_б$).

К расчету вала

Сечение	$M_и$	$M_{и\,max}$	σ_k'	k_σ, k_τ	$\sigma_{k\infty}$	σ_e	$\vartheta=\frac{\sigma_e}{\sigma_{k\infty}}$
A_1							
A_2							
A_3							
$Б_1$							
$Б_2$							
$В_1$							
$В_2$							



Фиг. 11.6. Силы, действующие на вал и эпюры моментов вала.

Напомним, что на участке $В$ момент

$$M_{и\,i}=P_{max}В_i,$$

на участке $Б$ момент

$$M_{и\,i}=P_{max}В+\left[(G+P_б)\,\frac{A}{L}+P_{max}\frac{L+B}{L}\right]Б_i,$$

а на участке $А$ момент

$$M_{и\,i}=\left[(G+P_б)\,\frac{Б}{L}+P_{max}\,\frac{В}{L}\right]А_i,$$

$$M_{и\,max}=0 \text{ и } \sigma_k'=\frac{M_и}{W}. \qquad (11.23)$$

Расчет жесткости вала

Валы электрических машин выполняются двух видов: жесткие, у которых максимальная скорость вращения меньше критической, т. е. $n_к > n_{max}$, и гибкие, у которых минимальная скорость вращения больше критической, т. е. $n_к < n_{min}$.

Гибкие валы иногда применяются при больших скоростях вращения; в последнем случае двигатель при разгоне проходит через критическую скорость.

Для безопасности работы машины необходимо, чтобы $n_к \geqslant 1{,}2 n_{max}$ для жестких валов и $1{,}2 n_к \leqslant n_{min}$ для гибких валов.

Во избежание резонанса со второй гармонической собственных колебаний вала нежелательно, чтобы $n_к \approx 2 n_{max}$ или $n_к \approx 0{,}5 n_{min}$.

Расчет вала на жесткость сводится к определению стрелы прогиба вала и критической скорости вращения.

Прогиб вала

Прогиб вала цилиндрической формы, несущего распределенную нагрузку, определяется уравнением

$$f = \frac{G_я l^3}{77EJ} = \frac{G_я}{K} \ [см], \qquad (11.24)$$

где $K \approx 77 \frac{EJ}{l^3}$ $[кг/см]$ — жесткость вала на изгиб, равная нагрузке, сосредоточенной посередине и отнесенной к единице прогиба или, иначе, сила, приложенная к середине вала и вызывающая его прогиб на 1 *см*;

$J = \frac{\pi d^4}{64} \approx 0{,}05 d^4$ $[см^4]$ — экваториальный момент инерции для сплошного вала и

$J \approx 0{,}05 (d_н^4 - d_в^4)$ $[см^4]$ — то же, для полого вала;

E — модуль упругости, равный для стали $2 \cdot 10^6$ $кг/см^2$;

$G_я$ — вес якоря (сердечника с обмоткой якоря и коллектора) — без учета концов вала в *кг*;

l — расстояние между опорами вала в *см*.

Прогиб того же вала, но от сосредоточенной силы, приложенной к середине сердечника якоря, определится выражением

$$f = \frac{(3l^2 - 4A^2)A}{48EJ} G_я = \frac{G_я}{K}. \qquad (11.25)$$

Значение A ясно из фиг. 11.7.

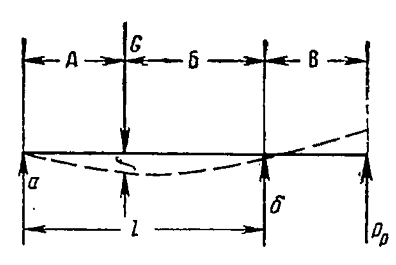
Если сила приложена в середине вала, то $A = 0{,}5l$ и последнее выражение будет

$$f = \frac{G_я l^3}{48EJ} = \frac{G_я}{K}. \qquad (11.26)$$

Прогиб вала от силы, приложенной к выступающему концу вала,

$$f_p = \frac{l^2 B}{16EJ} P_p. \qquad (11.27)$$

Значение B ясно из фиг. 11.7.



Фиг. 11.7. К расчету прогиба вала.

Сила одностороннего магнитного притяжения

Ротор даже строго цилиндрической формы, не имеющий боя относительно своей оси вращения, всегда смещен от своего центрального положения по отношению к расточке машины, т. е. имеет начальный эксцентриситет e_0. Начальный эксцентриситет вызывается:

а) прогибом f_G от веса ротора;

б) прогибом f_p от силы, действующей на свободном конце вала;

в) износом подшипников и неточностью их сборки (табл. 11.5).

Таблица 11.5

Примерные величины смещения оси якоря e_0

Диаметр цапфы *мм*	5÷9	10÷17	18÷30	31÷50
Смещение оси якоря e_0 *мм*	0,09	0,1	0,13	0,15

Начальный эксцентриситет вала e_0 определяется для неблагоприятного случая, когда все три прогиба складываются арифметически, т. е.

$$e_0 = e + f_G + f_p. \qquad (11.28)$$

Величина начального эксцентриситета не должна превосходить следующих значений:

$\frac{e_0}{\delta} \leqslant 0{,}05$ — для авиационных машин постоянного тока и синхронных;

$\frac{e_0}{\delta} \leqslant 0{,}10$ — для авиационных индукционных машин,

где δ — величина воздушного зазора.

Наличие начального эксцентриситета приводит к тому, что при возбуждении машины магнитное поле в воздушном зазоре не уравновешено, в результате чего возникает одностороннее магнитное притяжение, направленное в сторону наименьшего воздушного зазора. Одностороннее магнитное притяжение вызывает дополнительный прогиб вала, который приводит к возрастанию магнитного притяжения пропорционально возрастающему прогибу. Этот процесс продолжается до тех пор, пока конечный прогиб не уравновесится упругостью вала.

Если обозначить первоначальную силу одностороннего магнитного притяжения через $P_{0б}$, то под ее влиянием прогиб возрастет на величину

$$f' = \frac{P_{0б}}{K}, \tag{11.29}$$

где K — жесткость вала, т. е. сила, приложенная в центре пакета и вызывающая прогиб вала на 1 *см.*

Жесткость вала зависит от способа его закрепления и определяется формулой:

$$K = \frac{P}{f}. \tag{11.30}$$

В результате увеличения прогиба возрастает и сила магнитного притяжения на величину

$$P'_{0б} = P_{0б}\frac{f'}{e_0},$$

что в свою очередь приведет к дальнейшему увеличению прогиба на величину

$$f'' = \frac{P'_{0б}}{K} = \frac{P_{0б}}{K}\frac{f'}{e_0} = f'\frac{f'}{e_0}.$$

Аналогично n-ный прогиб определится выражением

$$f^n = f'\left(\frac{f'}{e_0}\right)^{n-1}. \tag{11.31}$$

Короче, установившийся прогиб вала может быть представлен в виде геометрической прогрессии вида:

$$f_б = f' + f'' + f''' + \ldots =$$

$$= f'\left[1 + \frac{f'}{e_0} + \left(\frac{f'}{e_0}\right)^2 + \left(\frac{f'}{e_0}\right)^3 + \ldots\right]. \tag{11.32}$$

Если $f' < e_0$, то прогрессия будет убывающей, и бесконечная сумма ее членов имеет конечное значение. Таким образом, установившийся прогиб вала определится уравнением

$$f_\delta = f' \frac{e_0}{e_0 - f'} = \frac{P_{0\delta} e_0}{K e_0 - P_{0\delta}} = \frac{K_0 e_0}{K - K_0} = \frac{P_{0\delta}}{K - K_0}, \quad (11.33)$$

где $K_0 = \frac{P_{0\delta}}{e_0}$ $[кг/см^2]$ — фиктивная жесткость вала.

Величина установившейся силы магнитного притяжения, учитывая значения f_δ по (11.33) и f' по (11.29), будет

$$P_\delta = P_{0\delta} \frac{f_\delta}{f'} = \frac{K_0 e_0}{K - K_0} K = \frac{K}{K - K_0} P_{0\delta}. \quad (11.34)$$

На эту силу необходимо производить расчет вала на изгиб.

Полный прогиб вала

$$f = e_0 + f_\delta = e + f_G + f_P + f_\delta \ [см]. \quad (11.35)$$

Начальное значение силы магнитного притяжения

$$P_{0\delta} = 4 S_\delta \frac{e_0}{\delta'} \left(\frac{B_\delta}{10\,000}\right)^2 \approx 7 \frac{e_0}{\delta} Dl \left(\frac{B_\delta}{10\,000}\right)^2 \ [кг], \quad (11.36)$$

где $S_\delta = \alpha \pi D l$ — активная поверхность воздушного зазора в $см^2$;
$\delta' = K_\delta \delta$ — расчетный воздушный зазор в $см$;
B_δ — индукция в воздушном зазоре в $гс$.

Относительное значение одностороннего магнитного притяжения, т. е. одностороннее магнитное притяжение, отнесенное к единице активной поверхности якоря,

$$p_{0\delta} = \frac{P_{0\delta}}{S_\delta} = 4 \frac{e_0}{\delta'} \left(\frac{B_\delta}{10\,000}\right)^2 \ [кг/см^2]. \quad (11.37)$$

Если принять начальный эксцентриситет $\frac{e_0}{\delta'} = 0{,}1 \div 0{,}2$, то

$$p_{0\delta} = (0{,}4 \div 0{,}8) \left(\frac{B_\delta}{10\,000}\right)^2 \ [кг/см^2]. \quad (11.38)$$

При внезапном включении двигателя сила $P_{0\delta}$ может появиться мгновенно, в результате получится динамический прогиб вала f'_δ, величина которого при первом толчке может оказаться равной двойному значению статического прогиба f_δ, т. е.

$$f'_\delta \approx 2 f_\delta. \quad (11.39)$$

Величина начального эксцентриситета, при котором динамический прогиб вала, равный двойному статическому, приведет к задеванию ротора о статор, определяется уравнением

$$e_{0\max} = \delta \frac{K - K_0}{K + K_0} \ [см]. \quad (11.40)$$

Реально допустимый эксцентриситет e_0 должен быть меньше e_{0max} в 1,6÷2,0 раза, т. е. $e_0 = (0,5 \div 0,62)\ e_{0max}$.

При этих условиях имеется запас в жесткости вала, и задевания ротора о статор даже при динамическом прогибе не происходит.

Критическая скорость вращения

Валы, лежащие на опорах, представляют собой упругую систему, способную к поперечным, продольным и тангенциальным (крутильным) колебаниям. В авиационных машинах постоянного тока имеют место все виды колебаний.

Поперечные колебания. Неизбежный эксцентриситет приводит к тому, что при вращении вала возникает центробежная сила, которая увеличивает первоначальное расстояние между осью вращения и центром тяжести.

Увеличение эксцентриситета приводит к пропорциональному возрастанию упругого противодействия вала, а также центробежной силы. Однако в то время, как прирост сил упругости вала имеет постоянное значение (Ky), прирост центробежной силы пропорционален скорости вращения в квадрате — $m\omega^2(y+e)$. Таким образом, независимо от первоначального значения эксцентриситета якоря имеется такая скорость вращения, при которой центробежная сила начнет расти быстрее, чем сила упругости вала, и прогиб вала начнет возрастать до его поломки. Эта скорость вращения, соответствующая частоте собственных колебаний, называется *критической* ($n_к$).

Если быстро пройти критическую скорость, то, как показал опыт, опасность поломки вала устраняется. На этом основано применение гибких валов, у которых скорость вращения больше критической.

Определим критическую скорость, т. е. частоту собственных колебаний для вала, масса которого мала по сравнению с массой якоря. Массу якоря принимаем приложенной в середине вала (фиг. 11.8).

Если массе m сообщить толчок перпендикулярно оси вала, то система придет в свободное поперечное (поперек оси вала) колебание.

Отклонение оси вала от положения равновесия вызовет упругую силу, стремящуюся вернуть вал в исходное положение. Если масса m движется в направлении оси y, то при свободных колебаниях силы инерции $\left(m \frac{d^2y}{dt^2}\right)$ уравновешиваются упругими силами (Ky), т. е.

$$m \frac{d^2y}{dt^2} + Ky = 0, \qquad (11.41)$$

где y — прогиб вала в точке приложения массы $m = \frac{G}{g}$;

K — жесткость вала;

$g = 981$ *см/сек*² — ускорение силы тяжести.

Решением последнего уравнения будет выражение вида

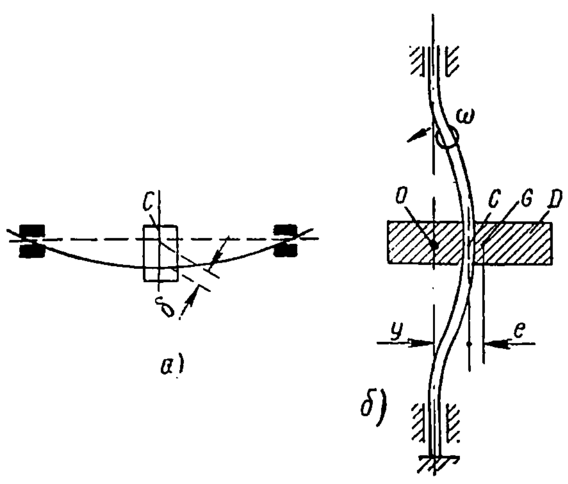
$$y = A\cos\omega_c t + B\sin\omega_c t = C\sin(\omega_c t + \varphi), \tag{11.42}$$

где

$$\omega_c = \sqrt{\frac{K}{m}} = \sqrt{\frac{K}{G}g} = \sqrt{\frac{g}{f}}\ [1/сек] \tag{11.43}$$

— угловая частота свободных колебаний.

Если же на массу m действует периодическая вынуждающая сила с частотой ω, то при $\omega = \omega_c$ наступает резонанс, и прогиб увеличивается до поломки вала.



Фиг. 11.8. К расчету критической скорости.
а—горизонтальный вал, *б*—вертикальный вал.

Критическая скорость вращения, соответствующая совпадению вынужденных и свободных колебаний, в рассматриваемом случае будет

$$\omega_c = \omega = \omega_к = \sqrt{\frac{g}{f}}$$

или

$$n_c = n = n_к = \frac{1}{2\pi}\sqrt{\frac{g}{f}}\ [об/сек] \approx \frac{300}{\sqrt{f}}\ об/мин, \tag{11.44}$$

где $f = \frac{G}{K}$ — статический прогиб вала в *см* от веса якоря и одностороннего магнитного притяжения.

Критическая скорость валов авиационных машин постоянного тока может быть с достаточной точностью определена по приведенной формуле. Для учета веса вала ($G_{вала}$) в формулу для $n_к$ вместо f необходимо вставить

$$f_1 = f\left(\frac{G + 0{,}5G_{вала}}{G}\right) = f\left(1 + 0{,}5\frac{G_{вала}}{G}\right), \tag{11.45}$$

где G — вес якоря, включая коллектор и одностороннее магнитное притяжение.

При необходимости учесть переменное сечение вала можно пользоваться книгами А. Е. Алексеева * и Б. Н. Красовского **.

Крутильные колебания. Если вращающий момент или момент сопротивления периодически изменяется с углом поворота вала, то происходит периодическое изменение угла закручивания вала. Такое периодическое изменение угла закручивания вала приводит к вынужденным крутильным колебаниям вала. В авиационных генераторах, приводимых во вращение поршневыми авиадвигателями, и в электродвигателях, приводящих в движение поршневые компрессоры или насосы, имеют место крутильные колебания. Если угловая скорость поршневого авиадвигателя изменяется за один оборот вала от ω_{max} до ω_{min}, совершая колебания около среднего значения $\omega_{ср}=0,5(\omega_{max}+\omega_{min})$, то степень неравномерности хода двигателя определяется выражением

$$\delta=\frac{\omega_{max}-\omega_{min}}{\omega_{ср}}=2\frac{\omega_{max}-\omega_{min}}{\omega_{max}+\omega_{min}}. \quad (11.46)$$

Фиг. 11.9. Колебание скорости вращения двигателя при неравномерном ходе.

При этом амплитуда пульсации угловой скорости равна (фиг. 11.9):

$$\frac{\omega_{max}-\omega_{min}}{2}=0,25\delta(\omega_{max}+\omega_{min})=0,5\delta\omega_{ср}. \quad (11.47)$$

Если генератор (электродвигатель) жестко связан с авиадвигателем (механизмом) непосредственно или через зубчатую передачу, то он вращается с такой же степенью неравномерности.

При неравномерном вращении момент на валу генератора возрастет на величину динамического момента, т. е.

$$M_г=M+M_J=M+J\frac{d\omega_г}{dt}, \quad (11.48)$$

здесь M — момент максимальной нагрузки и потерь;
J — момент инерции вращающихся частей;
M_J — динамический момент;
$\omega_г=\frac{\pi n}{30}$ — угловая скорость генератора.

* А. Е. Алексеев. Конструкция электрических машин. Госэнергоиздат, 1949.

** Б. Н. Красовский. Вопросы прочности электрических машин. АН СССР, 1951.

Определим значение динамического момента в предположении, что изменение угловой скорости происходит по гармоническому закону, т. е.

$$\omega_г = i\omega_д = \omega_{г.\,ср}(1 + 0{,}5\delta \sin \omega_1 t), \qquad (11.49)$$

где $i = \frac{\omega_{г\,max}}{\omega_{д\,max}}$ — коэффициент редукции, равный для генераторов $1{,}5 \div 3{,}0$;

$\omega_{д.\,ср} = \frac{\omega_{г.\,ср}}{i}$ — средняя угловая скорость приводного двигателя;

$\omega_1 = N_1 \omega_{д.\,ср} = N_1 \frac{\omega_{г.\,ср}}{i}$ — угловая частота вынужденных колебаний

$N_1 = \frac{N}{2}$ — число импульсов за один оборот вала двигателя;

N — число цилиндров авиадвигателя.

Как ясно из (11.49), частота пульсации скорости генератора не зависит от редуктора.

Найдем производную

$$\frac{d\omega_г}{dt} = \omega_{г.\,ср}\omega_1 0{,}5\delta \cos \omega_1 t = 0{,}5\delta N_1 \frac{\omega^2_{г.ср}}{i} \cos \omega_1 t. \qquad (11.50)$$

Учитывая (11.50), получим значение динамического момента

$$M_J = J\frac{d\omega_г}{dt} = 0{,}5J\delta \frac{\omega^2_{г.ср}}{i} N_1 \cos \omega_1 t. \qquad (11.51)$$

Максимальное значение динамического момента будет при $\cos \omega_1 = 1$. Таким образом,

$$M_{J\,max} = 0{,}5J\delta \frac{\omega^2_{г.\,ср}}{i} N_1 \approx 55J\delta \frac{N_1}{i}\left(\frac{n_г}{100}\right)^2. \qquad (11.52)$$

Момент, приложенный к валу генератора с учетом неравномерности хода,

$$M_{г\,max} = M_{max} + M_{J\,max} = \frac{97{,}5}{n_г \eta_г} P_{max} + 55J\delta \frac{N_1}{i}\left(\frac{n_г}{100}\right)^2, \qquad (11.53)$$

где $n_г$ — скорость вращения генератора.

Величину динамического момента в значительной мере определяет степень неравномерности хода δ, которая зависит от типа авиадвигателя, числа работающих цилиндров, степени уравновешенности и т. д.

Если коленчатый вал авиадвигателя жестко связан с основной нагрузкой (винтом), то при $N=4$, $K=4$ и всех работающих цилиндрах $\delta = \frac{1}{183}$, а при одном неработающем цилиндре $\delta' = 2{,}2\delta$, где K — число тактов.

Для 12-цилиндрового двигателя с V-образным расположением цилиндров $\delta=\frac{1}{1500}$ при всех работающих цилиндрах и $\delta'=(7\div8)\delta$ при одном неработающем цилиндре. В этом случае при наибольшей степени неравномерности $\frac{M_{\text{г}\max}}{M_{\max}}=2\div3$. Так как максимумы статического и динамического моментов вращения имеют место при разных скоростях, то $M_{J\max}$ не представляет опасности для валика генератора.

Если коленчатый вал авиадвигателя связан с винтом, как обычно, упруго, то возникают крутильные колебания валов, при которых происходит значительное колебание скорости.

Угол поворота вала генератора в зависимости от времени, учитывая (11.49), равен:

$$\alpha_{\text{г}}=\int_0^t \omega_{\text{г}}\,dt=\omega_{\text{г. ср}}t+\frac{\delta\omega_{\text{г. ср}}}{2}\int_0^t \sin\omega_1 t\,dt=\alpha_{\text{д}}i \qquad (11.54)$$

или

$$\alpha_{\text{г}}=\omega_{\text{г. ср}}t+\frac{\delta i}{2N_1}\cos\omega_1 t=i\omega_{\text{д. ср}}+\frac{\delta i}{2N_1}\cos N_1\omega_{\text{д. ср}}.$$

Следовательно, амплитуда пульсации угла или максимальная угловая девиация равна

$$\Delta\alpha_{\text{г}}=\frac{\delta i}{2N_1}=\Delta\alpha_{\text{д}}i \qquad (11.55)$$

Величина угловой девиации различных точек вала зависит от положения данной точки относительно узловой, где девиация равна нулю. Разумеется, угловая девиация возрастает по мере удаления от узловой точки. В авиадвигателях максимальная угловая девиация вала авиадвигателя достигает $\Delta\alpha_{\text{д}\max}=1\div2°=\frac{1}{57}\div\frac{2}{57}$ *рад*. Генераторы обычно располагаются в значительном отдалении от узловой точки, вследствие чего можно принимать $\Delta\alpha_{\text{д}\max}=1°=\frac{1}{57}$ *рад*.

В 12-цилиндровом двигателе степень неравномерности хода

$$\delta=2\Delta\alpha_{\text{д}}N_1=\frac{2\cdot6}{57}=0{,}21,$$

т. е. примерно в 40 раз больше, чем в том же двигателе с одним неработающим цилиндром, но при жесткой связи с винтом.

При гибкой связи между авиадвигателем и винтом, т. е. при крутильных колебаниях, динамический момент резко возрастает, и становится возможной поломка валика генератора. В качестве примера определим динамический момент в генераторе ГС-1000 (исходные данные см. в табл. 11.6).

Таблица 11.6

Исходные данные к расчету динамического момента

Генератор	n_{min}/n_{max}	$J_г$ *кгсмсек*²	i	$N_1=\frac{N}{2}$	$\eta_г$	$\Delta\alpha_д$ *рад.*	δ	$\frac{\delta}{i}$
ГС-1000	3200÷5900	0,02	2,5	6	0,60	1/57	0,21	0,084

Для ГС-1000 максимальное значение динамического момента

$$M_{J\,max}=55J_г\delta i^{-1}N_1\left(\frac{n_{max}}{100}\right)^2=55\cdot 0{,}022\cdot 0{,}084\cdot 6\cdot 3480=2120\ \textit{кгсм}.$$

Максимальное значение статического момента при 100-процентной перегрузке

$$M_{max}=m_{ст}M_н=2\,\frac{97{,}5}{n_{min}\eta_г}\,P_н=\frac{2\cdot 97{,}5\cdot 1000}{3200\cdot 0{,}6}=101{,}5\ \textit{кгсм}.$$

Кратность динамического момента

$$\frac{M_{J\,max}}{M_{max}}=\frac{2120}{101{,}5}=20{,}9.$$

Соответственно для генератора мощностью 9000 *квт*

$$M_{J\,max}=55\cdot 0{,}05\cdot 0{,}084\cdot 6\cdot 8100\approx 11\,200\ \textit{кгсм},$$

$$M_{max}=2\,\frac{97{,}5\cdot 9000}{4000\cdot 0{,}75}\approx 585\ \textit{кгсм},$$

$$\frac{M_{J\,max}}{M_{max}}=\frac{11\,200}{585}\approx 19{,}2.$$

Для снижения величины динамического момента необходимо по возможности располагать генератор ближе к узловой точке, т. е. к винту, где угол закручивания вала меньше, и применять гибкие связи между генератором и авиадвигателем.

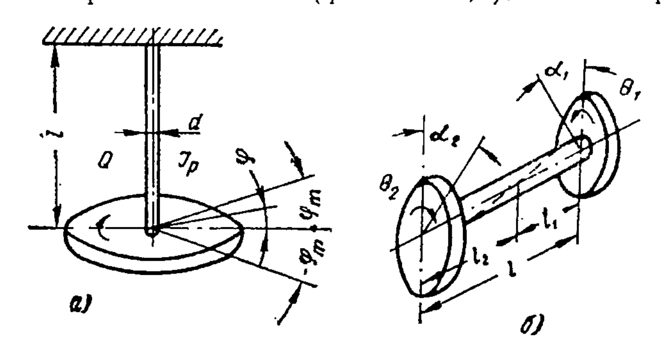
Учитывая возможность значительного увеличения момента вращения, между валом генератора и валом приводного двигателя устанавливают специальные муфты трения, статический момент которых выбирается таким образом, чтобы предохранить вал от механических перегрузок. Так, в генераторе ГС-1000 статический момент трения фрикционной муфты равен 250 *кгсм,* момент сопротивления при полной нагрузке $M=50$ *кгсм* и динамический момент $M_J=200$ *кгсм.* При больших значениях $M+M_J$ начнется проскальзывание фрикционных дисков. В данном случае вал необходимо рассчитывать на пятикратный момент, т. е. на 250 *кгсм.* Для смягчения толчков и уменьшения влияния неравномерности хода двигателя сцепление генератора с приводом делается эластичным при помощи специальных муфт или гибкого вала, в которых могут возникать большие

упругие деформации, создающие упругую связь между ведущей и ведомой частями.

В новейших авиационных генераторах (серия ГСР) обычно применяют гибкие валы, которые проходят внутри полого вала якоря генератора и имеют на свободном конце шлицы для сцепления с валом привода (см. приложение 4).

Крутильные колебания могут вызвать поломку вала при резонансе, т. е. совпадении частоты собственных и вынужденных крутильных колебаний. Частоту свободных крутильных колебаний можно определить исходя из общего уравнения колебаний кручения.

Рассмотрим свободные колебания вала с одной массой, насаженной на закрепленный вал (фиг. 11.10,*а*). Угол закручивания



Фиг. 11.10. Крутильные колебания.

а—при наличии на валу одной массы, *б*—при наличии на валу двух масс.

вала φ, как известно, пропорционален приложенному моменту M и обратно пропорционален жесткости вала на кручение K_φ, т. е.

$$\varphi = \frac{Ml}{G_1 J_p} = \frac{M}{K_\varphi}, \tag{11.56}$$

где $K_\varphi = \frac{G_1 J_p}{l}$ — жесткость вала на кручение;

G_1 — модуль сдвига;

$J_p = \frac{\pi d^4}{32}$ — полярный момент инерции вала;

l и d — длина и диаметр вала.

Свободные крутильные колебания массы (m), насаженной на закрепленный вал, описываются уравнением равновесия

$$\theta \frac{d^2\varphi_1}{dt^2} + K_\varphi \varphi_1 = 0, \tag{11.57}$$

где $\theta = mr_i^2$ — момент инерции массы $m = \frac{G}{g}$.

Решение этого уравнения, как известно, дает:
угол закручивания свободных колебаний

$$\varphi_c = C \sin(\omega_c t + \varphi), \tag{11.58}$$

период колебаний в секунду

$$T_{\text{к. с}}=2\pi\sqrt{\frac{\theta}{K_\varphi}}=2\pi\sqrt{\frac{\theta l}{G_1 J_p}}=\frac{20}{d^2}\sqrt{\frac{\theta l}{G_1}}, \tag{11.59}$$

угловую частоту свободных крутильных колебаний

$$f_{\text{к. с}}=\frac{1}{T_{\text{к. с}}}=\frac{1}{2\pi}\sqrt{\frac{K_\varphi}{\theta}}=\frac{1}{2\pi}\sqrt{\frac{G_1 J_p}{\theta l}}=\frac{d^2}{20}\sqrt{\frac{G_1}{\theta l}}. \tag{11.60}$$

Если рассматривать две массы, насаженные на вал, имеющий постоянную жесткость, то можно составить два уравнения равновесия (фиг. 11.10,*б*):

$$\left.\begin{aligned}\theta_1\frac{d^2\varphi_1}{dt^2}+K_\varphi(\varphi_1-\varphi_2)=0\\ \theta_2\frac{d^2\varphi_2}{dt^2}+K_\varphi(\varphi_2-\varphi_1)=0.\end{aligned}\right\} \tag{11.61}$$

Решая совместно эту систему, получим одно уравнение, соответствующее одной массе с эквивалентным моментом инерции $\theta_{\text{экв}}$ и относительным углом закручивания φ.

$$\theta_{\text{экв}}\frac{d^2\varphi}{dt^2}+K_\varphi\varphi=0, \tag{11.62}$$

где

$$\theta_{\text{экв}}=\frac{\theta_1\theta_2}{\theta_1+\theta_2}\quad\text{и}\quad\varphi=\varphi_1-\varphi_2=\varphi_{12}. \tag{11.63}$$

Если закрутить концы валов в противоположные стороны и затем предоставить вал самому себе, то под действием сил упругости массы придут во вращательное колебательное движение, потенциальная энергия закрученного вала будет переходить в кинетическую энергию движения масс и наоборот. Так как концы валов закручиваются в противоположные стороны, то на валу между массами имеется сечение, которое при колебательном движении вала остается неподвижным. Это сечение называется узлом колебаний. Узел колебаний можно рассматривать как место заделки вала, относительно которого каждая из масс колеблется с одинаковой частотой. Так как две массы на одном валу имеют всегда одну и ту же угловую частоту колебаний, то

$$\omega_{c1}=\omega_{c2}=\omega_c=\sqrt{\frac{K_\varphi}{\theta_{\text{экв}}}}. \tag{11.64}$$

Учитывая изложенное, найдем положение узлового сечения из условия, что $\omega_{c1}=\omega_{c2}$ или

$$\sqrt{\frac{G_{11}J_p}{l_1\theta_1}}=\sqrt{\frac{G_{12}J_p}{l_2\theta_2}},$$

откуда

$$\frac{l_2}{l_1}=\frac{\theta_1}{\theta_2} \text{ или } l_2=l\,\frac{\theta_1}{\theta_1+\theta_2}. \qquad (11.65)$$

Аналогично ранее изложенному период одноузлового колебания системы

$$T_{\text{к.с1}}=2\pi\sqrt{\frac{\theta_{\text{экв}}}{K_\varphi}}=2\pi\sqrt{\frac{\theta_1\theta_2}{\theta_1+\theta_2}\,\frac{l}{G_1J_p}}. \qquad (11.66)$$

Число колебаний в секунду

$$f_{\text{к.с1}}=\frac{1}{2\pi}\sqrt{\frac{K_\varphi}{\theta_{\text{экв}}}}=\frac{1}{2\pi}\sqrt{\frac{\theta_1+\theta_2}{\theta_1\theta_2}K_\varphi}. \qquad (11.67)$$

Угловая частота свободных колебаний

$$\omega_{\text{к.с1}}=2\pi f_{\text{кс1}}=\sqrt{\frac{K_\varphi}{\theta_{\text{экв}}}}=\sqrt{\frac{\theta_1+\theta_2}{\theta_1\theta_2}K_\varphi}. \qquad (11.68)$$

Если момент поршневого приводного двигателя или компрессора имеет одну или несколько периодических составляющих частоты, то при совпадении какой-либо вынужденной частоты со свободной наступает резонанс крутильных колебаний и, как следствие, поломка вала.

Исследование явления резонанса выходит за пределы настоящего пособия. Оно может быть произведено с учетом положений, изложенных А. Е. Алексеевым * и И. М. Постниковым **.

Расчет двойного вала

Гибкий валик рассчитывается на кручение при внезапном приложении нагрузки и проверяется на *крутильные колебания*. Максимальное напряжение кручения валика при ударной нагрузке по (11.11):

$$\tau_у=2\tau=2\,\frac{M_\tau}{W_\tau}=\frac{32M_\tau}{\pi d^3}\approx 10\,\frac{M_\tau}{d^3}\ [кг/см^2],$$

диаметр гибкого валика

$$d=\sqrt[3]{\frac{10M_\tau}{\tau_у}}\approx 2,17\sqrt[3]{\frac{M_\tau}{\tau_у}}\ [см],$$

где $M_\tau=M_{max}+M_{\theta\,max}$ — максимальный момент кручения, действующий на гибкий валик в *кгсм*;

M_{max} — максимальный электромагнитный момент в *кгсм*;

$M_{\theta\,max}=\theta\,\frac{d\omega_{max}}{dt}$ — максимальный момент от инерционных сил в *кгсм*;

$\frac{d\omega_{max}}{dt}=i\,\frac{d\omega_{1max}}{dt}$ — максимальное угловое ускорение якоря;

---

* А. Е. Алексеев. Конструкция электрических машин. Госэнергоиздат, 1949.

** И. М. Постников. Проектирование электрических машин. ДТВУ, 1952.

$\frac{d\omega_{1\max}}{dt}=\frac{\pi}{30}\frac{dn}{dt}=\frac{\pi}{30}\operatorname{tg}\gamma_m$ — максимальное угловое ускорение авиадвигателя, которое определяется тангенсом максимального угла наклона касательной (γ_m) к кривой приемистости $n=\varphi(t)$;

i — передаточное отношение редуктора от авиадвигателя к генератору;

γ_m — максимальный угол наклона касательной к экспериментально определенной кривой приемистости авиадвигателя;

$\theta=mr_i^2$ — момент инерции массы якоря в *кгсмсек*².

Для генераторов, приводимых во вращение авиадвигателем АШ2К, максимальное угловое ускорение якоря равно:

$$\frac{d\omega_{\max}}{dt}=i\frac{\pi}{30}\operatorname{tg}\gamma_m=2{,}8\,\frac{\pi}{30}\cdot 1540\approx 560\,\frac{1}{\text{сек}^2}.$$

Для генераторов можно предварительно принимать

$$M_{\theta\max}\approx 0{,}2M_{\max}.$$

Максимальный угол закручивания гибкого вала по (11.56)

$$\varphi=\frac{2M_{\tau}l}{G_1J_p}\,\frac{180}{\pi}\approx 1460\,\frac{M_{\max}l}{d^4}\,10^{-6},$$

где G_1 — модуль сдвига, равный $0{,}8\cdot 10^6$ *кг/см*²;

$J_p=\frac{\pi d^4}{32}\approx 0{,}1d^4$ — полярный момент инерции сечения вала;

l — длина цилиндрической части вала.

Крутильные колебания гибкого валика

Частота свободных крутильных колебаний якоря

$$f_{\text{к. с}}=\frac{1}{2\pi}\sqrt{\frac{G_1J_p}{\theta l}}\approx 44{,}5\frac{d^2}{\sqrt{\theta l}}\ [\textit{гц}].$$

Частота вынужденных колебаний для поршневого четырехтактного авиадвигателя с числом цилиндров N равна

$$f_{\text{дв}}=\frac{n_{\text{дв}}}{60}\,\frac{N}{2}\ \textit{гц}.$$

При неравномерном распределении нагрузки между отдельными цилиндрами возникают вынужденные колебания в диапазоне частот

$$f_{\text{дв}1}=\frac{1}{2}\,\frac{n_{\text{дв}}}{60}\div f_{\text{дв}2}=\frac{N}{2}\,\frac{n_{\text{дв}}}{60}.$$

Так как обычно частота свободных колебаний якоря не превосходит частоты вращения авиадвигателя, то резонанс возможен лишь с первой или второй гармоникой крутильных колебаний. Следовательно, свободная частота колебаний якоря должна лежать между первой и второй гармониками в рабочем диапазоне скорости вращения двигателя.

Если принять $n_{дв}=1800\div3000$ об/мин, то минимальная частота возмущающих колебаний

$$f_{дв1}=\frac{1}{2}\frac{n_{дв}}{60}=\frac{1800-3000}{120}=15\div25\ гц.$$

Следующая гармоника будет

$$f_{дв2}=\frac{2}{2}\frac{n_{дв}}{60}=30\div50\ гц.$$

Прочность полого вала. На полый вал действуют изгибающие и крутящие моменты. Однако в опасном сечении полого вала (переходное сечение, расположенное между шарикоподшипником и коллектором) изгибающий момент исчезающе мал, так что вал на этом участке рассчитывают только на максимальный крутящий момент.

Таким образом, на основании (11. 11)

$$\tau=\frac{M_\tau}{W_\tau},$$

где W_τ — полярный момент сопротивления;

M_τ — крутящий момент.

Для стали 30ХГСА $\sigma_в=110$ *кг/мм*^{2} и $\tau\leqslant45$ *кг/мм*^{2}.

Усилие затяжки конуса упругого вала. Чтобы гибкий валик не проскальзывал в полом валу, момент трения в конусной паре (см. фиг. 11. 4,*б*) должен быть больше максимального момента вращения, т. е.

$$M_т=0{,}5dP_0f=k_зM_m=k_з(M_{max}+M_{0\,max}),\qquad(11.69)$$

где $P_0=\frac{P}{\sin\alpha}$ — сила давления в конусной паре от аксиального усилия, вызванного гайкой при затяжке;

$k_з$ — коэффициент запаса для повышения надежности;

f — коэффициент трения конусной пары;

$d=\sqrt{0{,}5(d_1^2-d_2^2)}$ — средний диаметр конусной пары, определяемый из условия равенства площадей соприкосновения конуса и эквивалентного цилиндра;

M_{max} — максимальный электромагнитный момент в *кг/см*;

$M_{0\,max}$ — момент инерционных сил в *кг/см*.

В авиационных генераторах обычно принимают

$$M_т = k_з M_\tau \approx 1{,}5 M_\tau \text{ и } M_\tau = M_{max} + M_{\theta\,max} \approx 1{,}2 M_{max}, \qquad (11.70)$$

где $M_{max} = 97{,}5 \frac{P_н}{n\eta} m_{с.т} = \frac{M_н}{\eta} m_{с.т}$ [*кгсм*] — определяется при минимальной скорости (n), при которой допустима максимальная перегрузка ($m_{с\,m}$);

η — к. п. д. в режиме перегрузки и скорости n.

Учитывая (11.69), определим необходимое аксиальное усилие, развиваемое гайкой при затягивании конуса:

$$P = \frac{2k_з M_\tau}{df} \sin \alpha.$$

Чтобы создать аксиальное усилие P, необходимо при завертывании гайки на ключе с плечом $l_к$ приложить усилие

$$P_l = \frac{M}{l_к} = \frac{P}{l_к}\left[\frac{d_{ср}}{2}\,\frac{\operatorname{tg}\varphi + f'}{1 - f' \operatorname{tg}\varphi} + \frac{f_1}{3}\left(D_1 + \frac{d_3^2}{D_1 + d_3}\right)\right] [кг], \qquad (11.71)$$

где $d_{ср}$ — средний диаметр резьбы:

f_1 — коэффициент трения гайки о шайбу;

f' — коэффициент трения винтовой пары (для чисто обработанной стали $f' = 0{,}2$);

$\varphi = \operatorname{arc\,tg} \frac{S}{\pi d_{ср}}$ и S — угол подъема и шаг резьбы;

D_1 и d_3 — размеры по фиг. 11.4*б*.

Прогиб и критическая скорость вращения вала

Начальное значение силы одностороннего магнитного притяжения по (11.36)

$$P_{0\delta} \approx 7 \frac{e_0}{\delta} Dl \left(\frac{B_\delta}{10^4}\right)^2,$$

где e_0 — начальный прогиб вала, равный для авиационных электрических машин $(0{,}1 \div 0{,}2)\,\delta$.

Установившийся прогиб вала из (11.33)

$$f_\delta = \frac{P_{0\delta}}{K - K_0},$$

где $K_0 = \frac{P_{0\delta}}{e_0} \approx 7 \frac{Dl}{\delta} \left(\frac{B_\delta}{10^4}\right)^2$ — фиктивная жесткость вала;

$K = \frac{48EJ}{l^3}$ — жесткость вала под пакетом на основании (11.26), где

$$J \approx 0{,}05\,(d_н^4 - d_в^4)\ [см^4].$$

При установившемся прогибе по (11. 34) установившаяся сила одностороннего магнитного притяжения

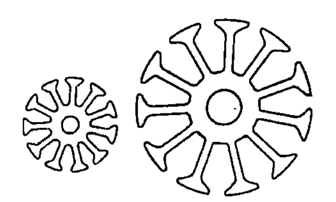
$$P_\delta = P_{0\delta}\frac{K}{K-K_0},$$

а критическая скорость вращения из формулы (11. 44) —

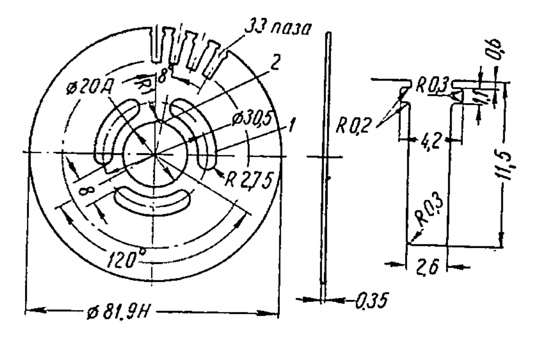
$$n_{к} = \frac{300}{\sqrt{f_\delta}} \text{ [об/мин].}$$

§ 3. ЭЛЕМЕНТЫ КОНСТРУКЦИИ СЕРДЕЧНИКА ЯКОРЯ

Сердечник якоря машины постоянного тока выполняется из штампованных, изолированных друг от друга листов электротехнической стали, расположенных перпендикулярно валу. Толщина листов Δ, из которых выштамповываются диски, обычно равна 0,5÷0,2 *мм*. При частоте перемагничи-



Фиг. 11.11. Листы якоря электродвигателя малой мощности.



Фиг. 11.12. Лист якоря электродвигателя средней мощности.

1—канал для охлаждающего воздуха, *2*—отверстие для сборки.

вания $f \leqslant 50$ *гц* применяют сталь толщиной 0,5 *мм;* при $f > 50$ *гц*, но меньше 1000 *гц* $\Delta = 0{,}35$ *мм* и при $f > 1000$ *гц* целесообразно применять толщину стали порядка 0,2÷0,25 *мм*. В приложении 2 приведены свойства электротехнической стали, применяемой в авиационных электрических машинах.

При диаметре якоря меньше одного метра его стальные диски штампуются целиком из одного листа (размеры стандартного листа 1×2 *м*); при диаметре якоря больше одного метра каждый диск набирается из сегментов, расположенных внахлестку.

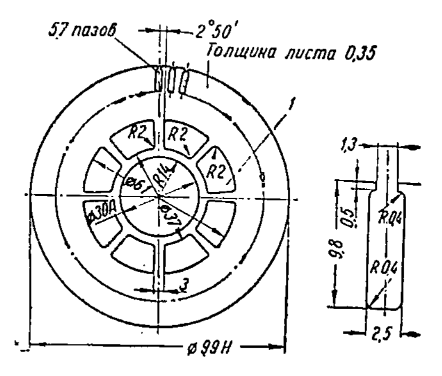
Пазы в дисках якоря для укладки обмотки якоря выполняются штампом с одного хода, чем обеспечивается хорошее качество пазов и высокая производительность. Одиночные пазовые штампы применяются лишь для изготовления индивидуальных или опытных машин. На фиг. 11. 11, 11. 12 и 11. 13 показаны листы сердечника якоря электродвигателя малой мощности с полузакрытыми пазами без каналов для прохода охлаждающего воздуха; электродвигателя средней мощности, имеющего открытые прямоугольные пазы и ка-

налы для прохода охлаждающего воздуха; генератора серии ГСР с полузакрытыми прямоугольными пазами и каналами для охлаждения.

Для правильного набора сердечника якоря на внутреннем диаметре листа предусмотрена выемка (см. фиг. 11. 12).

Сердечник якоря запрессовывается либо на вал (двигатели, генераторы ГСК-1500), либо на полую втулку — пустотелый стальной вал, как показано на фиг. 11. 14.

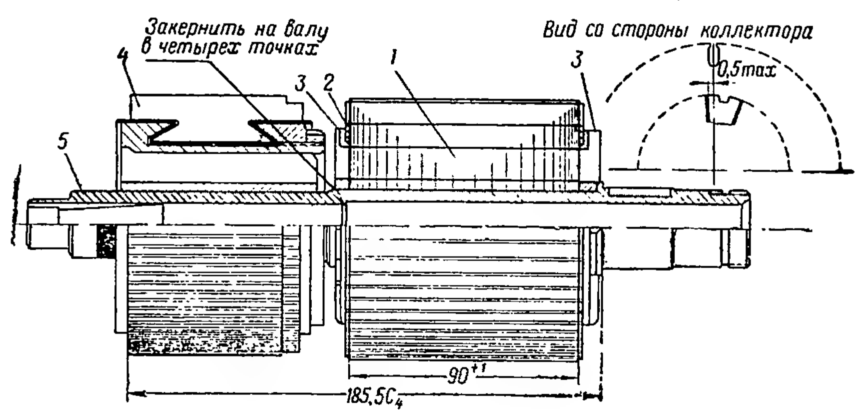
С торцов пакета прокладываются крайние изоляционные листы *2* из стеклотекстолита, которые прижимаются к пакету якоря нажимными шайбами из алюминиевого сплава *3*. Эти шайбы предохраняют пакет от распушения листов стали пакета.



Фиг. 11. 13. Лист якоря генератора серии ГСР.

Передача момента вращения в машинах общего применения осуществляется при помощи призматической шпонки. В авиационных машинах применяют посадку на накатанную поверхность без шпонки.

Крепление сердечника. Для крепления сердечника якоря в осевом направлении применяют: а) концевые шайбы (фиг. 11. 15,*а*), насаживаемые прессовой посадкой; б) упорные кольца (фиг. 11. 15,*б*), насаживаемые в-горячую на вал; в) упорные разрезные пружинящие кольца, укладываемые в кольцевую выточку вала; г) обмоткодержатели.

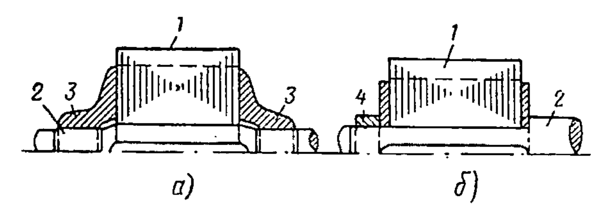


Фиг. 11. 14. Якорь без обмотки.

1—сердечник якоря, *2*—концевой изоляционный лист 1,5 *мм*, *3*—зажимные алюминиевые шайбы, *4*—коллектор, *5*—полый вал.

В авиационных машинах постоянного тока нашли применение алюминиевые нажимные шайбы, показанные на фиг. 11. 16.

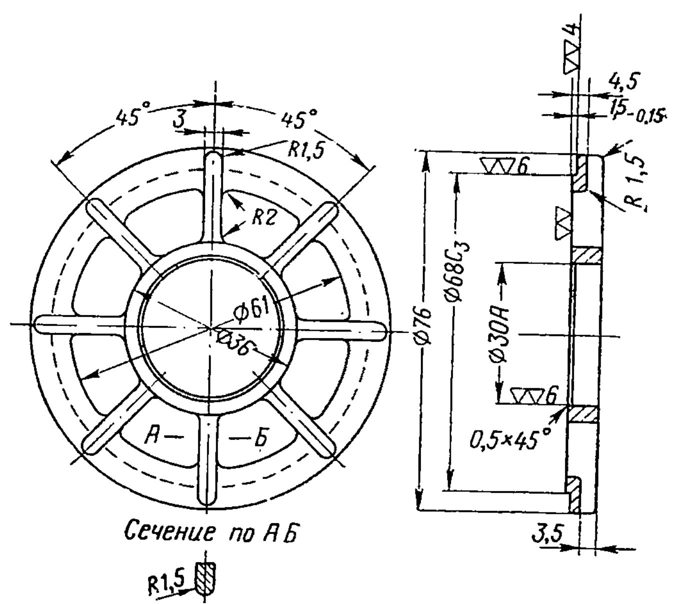
В сердечнике якоря машин средней и большой мощности предусматриваются аксиальные отверстия для прохода охлаждающего воздуха. Радиальные вентиляционные каналы не выполняются, так как длина пакета авиационных машин постоянного тока не превосходит 125 *мм*.



Фиг. 11. 15. Крепление сердечника якоря.

1—сердечник якоря, *2*—вал, *3*—концевая шайба, *4*—упорное кольцо.

В сердечнике якоря часто делают скос пазов на одно или на половину пазового деления. Обычно выполняют левый скос пазов (фиг. 11. 17), т. е. пазами якоря образуют левую спираль, анало-



Фиг. 11. 16. Нажимная алюминиевая шайба авиационного генератора серии ГСР.

гично левой резьбе. При посадке пакета на вал со шпонкой в чертеже вала указывается шаг спирали шпоночной канавки H, вычисленной по формулам:

$H = lz_п$ — при скосе на пазовое деление и

$H = 2lz_п$ — при скосе на половину пазового деления,

где l — активная длина пакета, а $z_п$ — число пазов якоря.

Угол наклона винтовой линии шпоночной канавки на валу может быть определен уравнением

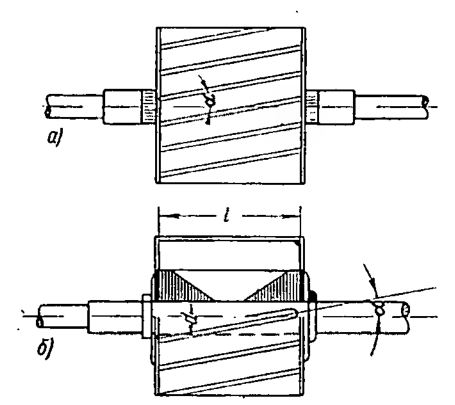
$$\operatorname{tg}\alpha = \frac{\pi d}{l z_п} \text{ — при скосе паза на одно пазовое деление и}$$

$$\operatorname{tg}\alpha = \frac{\pi d}{2 l z_п} \text{ — при скосе паза на половину пазового деления,}$$

где d — диаметр вала под шпонкой.

Общая компоновка конструкции типового якоря современных авиационных генераторов и двигателей показана на фиг. 11. 18 и 11. 19.

При конструировании листов сердечника якоря необходимо предусмотреть припуски на шихтовку и обработку сердечника.

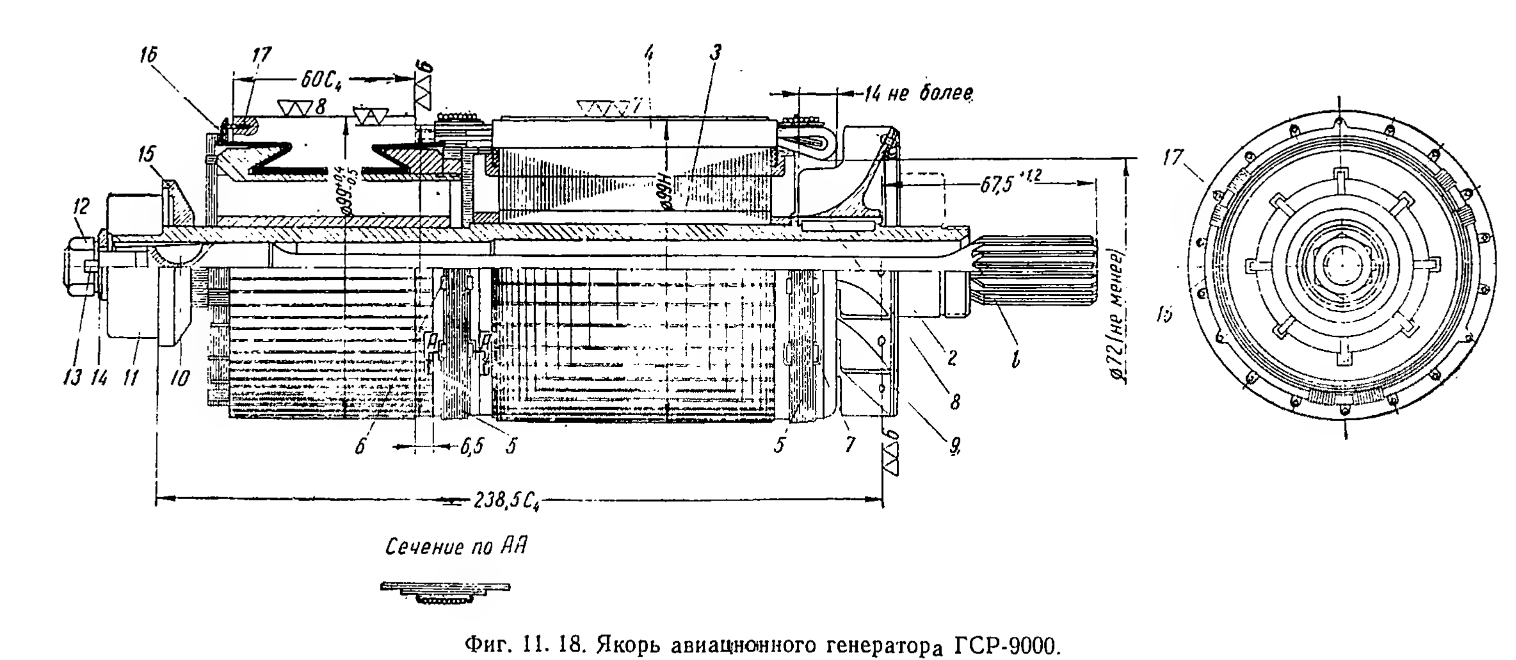


Фиг. 11. 17. Скос пазов сердечника якоря.

а—сердечник посажен на накатанную поверхность вала, *б*—сердечник посажен на шпонке.

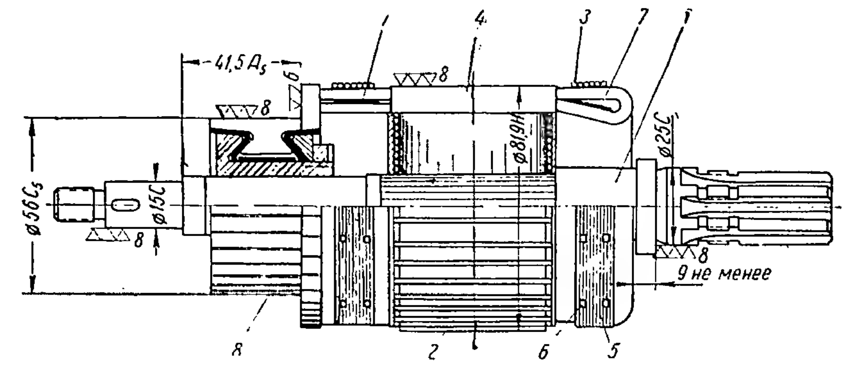
В расчетном формуляре электрической машины обычно указываются размеры листов сердечника (размеры активного слоя и диаметры) «в свету», т. е. окончательные размеры пакета после шихтовки и обработки. Конструктор в рабочих чертежах также указывает размеры листов и пакета «в свету», за исключением пазов и зубцов, размеры которых указываются для штампа, т. е. с учетом припусков. Конструкторы штампов и приспособлений должны проставлять размеры с учетом допустимых припусков на шихтовку и обработку. Величина припуска зависит от размера диаметра якоря и метода штамповки. Большему диаметру якоря соответствует больший припуск. Компаундный штамп допускает меньший припуск, чем однопазовый. В табл. 11. 7 и на фиг. 11. 20 приведены припуски на шихтовку и обработку сердечника якоря. Припуски на шихтовку пазов необходимы инженеру-расчетчику для определения коэффициента заполнения паза, индукции и механических напряжений в зубцах. Припуски в целом необходимы конструкторам и технологам.

Спокойная работа быстроходных якорей в значительной мере зависит от величины биения сердечника.



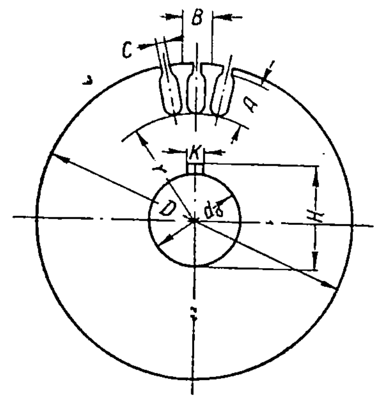
Фиг. 11. 18. Якорь авиационного генератора ГСР-9000.

1—гибкий вал, 2—пустотелый вал, 3—якорь, 4—обмотка якоря, 5—проволочный бандаж, 6—скоба бандажа, 7—заделка концов бандажа, 8—шпонка, 9—вентилятор, 10—шпонка, 11—шарикоподшипник, 12—гайка, 13—стопорная шайба, 14—шайба, 15—фланец, 16—уравнительные соединения, 17—крепление уравнительных колец к коллекторной пластине



Фиг. 11.19. Якорь авиационного двигателя постоянного тока мощностью 2,5 *квт* при n=7200 об/мин.

1—вал с накаткой для посадки сердечника якоря, 2—сердечник якоря, 3—концевой изоляционный лист, 4—обмотка якоря, 5—проволочный бандаж, 6—заделка бандажа, 7—изоляционная прокладка между слоями обмотки, 8—коллектор.



Фиг. 11.20. Сердечник якоря.

В авиационных электрических машинах, где необходимо выдержать строгий допуск на скорость вращения и максимально снизить пульсацию напряжения, максимально допустимое биение сердечника не должно превосходить 10% от величины воздушного зазора. Величина допустимого биения округляется до 0,01 или 0,005. Замер биения производится в трех местах по длине пакета: в середине и по краям (отступя от торца на 10 *мм*). В менее ответственных машинах может быть допущено биение, равное 0,3.

Таблица 11.7

Припуск на шихтовку и обработку сердечника якоря из листовой стали толщиной Δ≤0,5 *мм* (см. фиг. 11. 20)

Размер листа	$D<125$ *мм*		$D>125$ *мм*	
Штамп	Компаундный	Однопазовый	Компаундный	Однопазовый
A	+0,1		+0,2	
B *C*	+0,2	+0,3	+0,3	+0,4
D	+0,1	+0,2	+0,2	
r	—0,1		—0,2	

Примечания. 1. На все размеры паза, параллельные *A* или *B*, дают соответствующие припуски.

2. На размеры *H* и d_0 припуски не дают.

3. На размеры *K* ($K\leqslant10$ *мм*) дают припуск 0,03, если пакет собирается на валу.

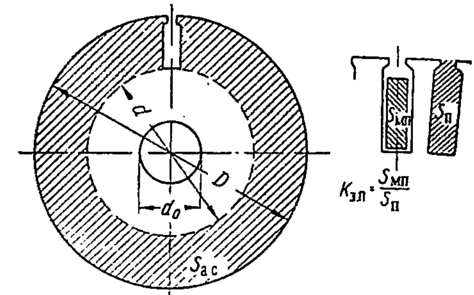
§ 4. МЕХАНИЧЕСКАЯ ПРОЧНОСТЬ СЕРДЕЧНИКА ЯКОРЯ

Наибольшие напряжения в якоре имеют место: на внутренней выточке сердечника — от центробежных сил, действующих на обмотку, зубцы и сердечник якоря; в узком месте зубцов — от центробежной силы, действующей на обмотку и зубцы.

Тангенциальные напряжения на внутренней выточке сердечника якоря

При расчете якоря будем исходить из предположения, что в активной части якоря бандаж отсутствует и напряжения, вызванные крутящим моментом, малы.

Сердечник якоря рассматриваем как полый цилиндр, который нагружен центробежными силами от веса активного слоя (обмотки и зубцов) и центробежными силами собственного веса сердечника.



Фиг. 11.21. К механическому расчету сердечника якоря.

Центробежные силы от веса обмотки и зубцов приложены равномерно по внешней поверхности сердечника на диаметре $d=D-2h_п$, где $h_п$ — высота паза (фиг. 11.21).

а) Тангенциальное напряжение от веса активного слоя.

Вес активного слоя на единицу длины якоря может быть определен уравнением

$$G_{а.\,с}=\gamma_с S_{а.\,с} k_{а.\,с}\left\{\frac{1-k_{а.\,с}}{k_{а.\,с}}+\frac{\gamma_м}{\gamma_с}\left[k_{з.\,п}+\frac{\gamma_и}{\gamma_м}(1-k_{з.\,п})\right]\right\}=$$

$$=\gamma_с S_{а.\,с}\xi_{а.\,с}, \qquad (11.72)$$

где $\xi_{а.\,с}=\frac{G_{а.\,с}}{\gamma_с S_{а.\,с}}$ — отношение веса единицы длины активного слоя к весу стали в объеме единицы длины активного слоя по фиг. 11.22;

$k_{з.\,п}$ — коэффициент заполнения паза, равный $\frac{S_{м.\,п}}{S_п}$;

$S_{а.\,с}$ — сечение активного слоя, определяемое как

$$S_{а.\,с}=\frac{\pi D^2}{4}(1-\alpha^2);$$

$$\alpha=\frac{d}{D}=\frac{D-2h_п}{D}=1-\frac{2h_п}{D};$$

$k_{а.с}$ — степень заполнения активного слоя пазами, т. е.

$$k_{а.с} = \frac{S_п z_п}{S_{а.с}};$$

$\gamma_с$, $\gamma_м$, $\gamma_и$ — удельный вес стали, меди и изоляции.

Анализ уравнения (11.72) показывает, что при $k_{з.п}=0,5$ и $k_{а.с}=0,4$ вес активного слоя составляет примерно 90% от веса стали в объеме активного слоя.

Учитывая изложенное, для предварительных расчетов можно принимать центробежную силу от веса активного слоя равной

$$P_{ц.с} = \frac{G_{а.с}}{g}\omega^2 R_{а.с} \approx 0,185R^3(1-\alpha^3)\left(\frac{n}{1000}\right)^2 \xi_{а.с} \; [кг], \quad (11.73)$$

где

$$\omega = \frac{\pi n}{30} \; [1/сек], \; R_{а.с} \approx \frac{2}{3} R \frac{1-\alpha^3}{1-\alpha^2} \; [см] \text{ и } g=981 \; см/сек^2.$$

Среднее радиальное напряжение от веса активного слоя

$$\sigma_r = \frac{P_{ц.с}}{2\pi r} = 0,03R^2\frac{1-\alpha^3}{\alpha}\left(\frac{n}{1000}\right)^2 \xi_{а.с} = k_r R^2 \left(\frac{n}{1000}\right)^2 \xi_{а.с} [кг/см^2] \; (11.74)$$

где $k_r = 0,03\,\frac{1-\alpha^3}{\alpha}$ (по фиг. 11.23).

Тангенциальное напряжение от веса активного слоя

$$\sigma'_{t\,max} = 2\sigma_r \frac{1}{1-\alpha_0^2} = k'_t \sigma_r = 0,06R^2 \frac{1-\alpha^3}{1-\alpha_0^2}\frac{\xi_{а.с}}{\alpha}\left(\frac{n}{1000}\right)^2 \; [кг/см^2], \quad (11.75)$$

где

$$\alpha_0 = \frac{d_0}{d} = \frac{r_0}{R-h_п}, \qquad \alpha = \frac{d}{D} = \frac{r}{R} = \frac{R-h_п}{R},$$

$$k'_t = \frac{2}{1-\alpha_0^2} \; (\text{см. фиг. } 11.23).$$

б) Тангенциальное напряжение от собственного веса сердечника.

Если принять удельный вес стали $\gamma_с=0,00785$ *кг/см*³, то тангенциальное напряжение в расточке, вызванное центробежной силой собственного веса сердечника якоря, определится уравнением

$$\sigma''_{t\,max} = 0,0725\,(1+0,212\alpha_0^2)\,r^2\left(\frac{n}{1000}\right)^2 \; [кг/см^2], \quad (11.76)$$

или

$$\sigma''_{t\,max} = k''_t r^2 \left(\frac{n}{1000}\right)^2 \; [кг/см^2],$$

где $k''_t = 0,0725\,(1+0,212\alpha_0^2) = f(\alpha_0)$ (см. фиг. 11.23).

Приближенно

$$\sigma''_t = 0,08v^2 \; [кг/см^2],$$

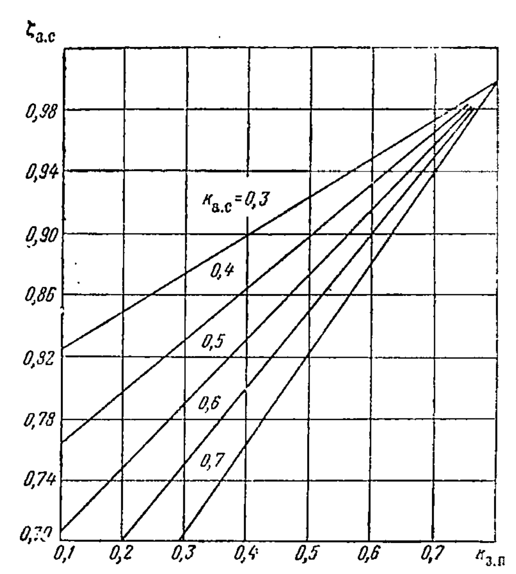
где $v = \frac{\pi D n}{60}$ [*м/сек*] — окружная скорость якоря.

Общее максимальное тангенциальное напряжение на внутренней выточке сердечника будет

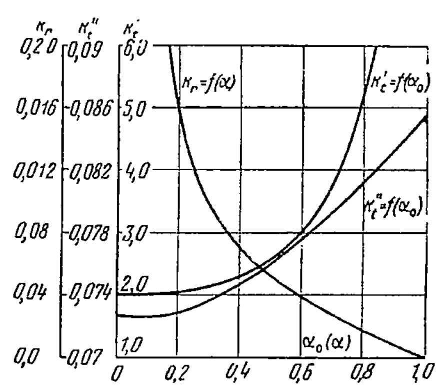
$$\sigma_{t\,max} = \sigma'_{t\,max} + \sigma''_{t\,max} < (0{,}4 \div 0{,}5)\,\sigma_S\ [кг/см], \qquad (11.77)$$

где σ_S — предел текучести стали соответствующей марки.

Напряжение в узком месте зубцов (у основания зуба) определяется уравнением



Фиг. 11.22. Отношение веса единицы длины активного слоя к весу стали в объеме единицы длины активного слоя при $\gamma_с = 7{,}6$, $\gamma_м = 8{,}9$ и $\gamma_н = 2{,}5$.



Фиг. 11.23. К расчету сердечника якоря.

$$\sigma_{з\,max} = \frac{P_{ц.\,с}}{z_п b_{з\,min}} \approx 0{,}185 R^3 \frac{1-\alpha^3}{z_п b_{з\,min}} \left(\frac{n}{1000}\right)^2 \xi_{а.\,с}, \qquad (11.78)$$

где $b_{з\,min}$ — минимальная ширина зубца в *см*;

$P_{ц.\,с}$ — центробежная сила активного слоя (зубца и меди) на 1 *см* длины якоря в *кг*;

$z_п$ — число зубцов (пазов) якоря.

Во всех уравнениях n — максимальная скорость вращения (число оборотов в минуту) якоря при испытаниях его на механическую прочность.

Глава XII

ОБМОТКА ЯКОРЯ

§ 1. КОНСТРУКТИВНЫЕ РАЗМЕРЫ ОБМОТКИ ЯКОРЯ

Обмотки машин постоянного тока выполняются либо *стержневыми*, либо *проволочными*.

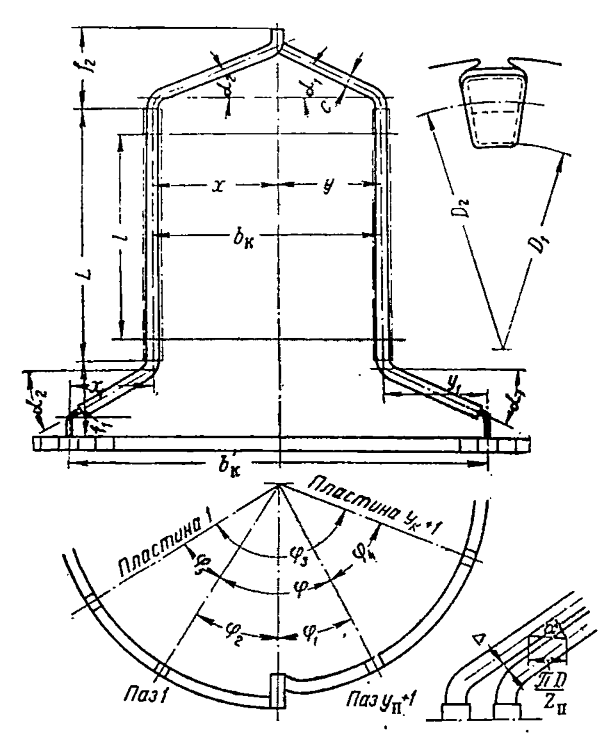
В машинах малой мощности проволочные обмотки в виде мягких катушек закладываются в изолированные пазы якоря, или обмотка выполняется непосредственно на изолированном якоре. Стержневые

обмотки из прямоугольной меди укладываются при открытых и полуоткрытых пазах с наружной поверхности якоря, а при полузакрытых пазах — с торца якоря.

Обмотка якоря определяется в процессе электромагнитного расчета машины. Конструирование электрической машины постоянного тока начинается с установления конструктивных размеров якоря и в первую очередь с определения вылета лобовых соединений обмотки якоря и расчета их крепления.

Определение конструктивных размеров обмотки якоря

Конструктивные размеры катушки якоря машины постоянного тока найдем, пользуясь обозначениями, данными на фиг. 12. 1 и 12. 2.



Фиг. 12. 1. Секция волновой обмотки якоря.

а) Поперечное сечение лобовой части катушки обычно несколько больше, чем ее сечение в пазу, вследствие разбухания изоляции при пропитке. Величина разбухания может быть принята равной: по ширине катушки $0{,}05 n_ш$ [*мм*] и по высоте катушки $(0{,}03—0{,}05) n_в$ [*мм*], где $n_ш$ и $n_в$ — число проводников по ширине и по высоте катушки.

б) Расстояние между сторонами катушки. Одна сторона катушки расположена в верхней части паза на дуге с диа-

метром D_2, а вторая — в нижней части паза на дуге с диаметром D_1. Таким образом

$$x = \frac{\pi D_2}{z_п} \frac{y_п}{2} \quad \text{и} \quad y = \frac{\pi D_1}{z_п} \frac{y_п}{2}, \tag{12.1}$$

где $y_п$ — зубцовый шаг обмотки;

$z_п$ — число пазов якоря.

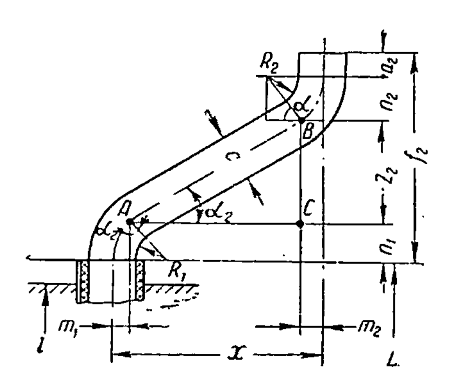
Ширина катушки

$$b_к = x + y = \frac{\pi y_п}{z_п} \frac{D_1 + D_2}{2}. \tag{12.2}$$

Приближенно

$$b_к \approx \frac{\pi y_п}{z_п} (D - h_п), \tag{12.3}$$

где D — диаметр якоря, $h_п$ — высота паза.



Фиг. 12.2. Вылет лобовой части катушки.

В волновой обмотке определяют еще полную ширину катушки со стороны коллектора $(x_1 + x) + (y_1 + y)$, учитывая, что

$$x_1 = \frac{\pi D_2}{K} \frac{y_к}{2} - x \quad \text{и} \quad y_1 = \frac{\pi D_1}{K} \frac{y_к}{2} - y, \tag{12.4}$$

откуда полная ширина катушки

$$b'_к = \frac{\pi}{K} y_к \frac{D_1 + D_2}{2} \approx \frac{\pi y_к}{K} (D - h_п), \tag{12.5}$$

где K — число коллекторных пластин, $y_к$ — шаг обмотки по коллектору.

в) Прямолинейная часть катушки всегда выполняется несколько длиниее, чем пакет якоря. Последнее делается для

защиты изоляции лобовой части обмотки якоря, которая слабее пазовой, от соприкосновения со сталью пакета. Итак,

$$L = l + (3 \div 5)\ [мм]. \quad (12.6)$$

Обычно длина изоляции паза выполняется равной прямолинейной части катушки или короче ее на $1 \div 2$ *мм.*

г) Угол наклона лобовой части обмотки α зависит от расстояния между осями лобовых частей двух рядом расположенных катушек ($S = c + \Delta$) и длины зубцового деления в лобовой части обмотки. Из треугольника ABC (см. фиг. 12. 2) следует, что

$$\left.\begin{aligned} \sin\alpha_1 &= \frac{S}{\tau_{л1}} = \frac{c+\Delta}{\pi D_1} z_п \\ &\text{и} \\ \sin\alpha_2 &= \frac{S}{\tau_{л2}} = \frac{c+\Delta}{\pi D_2} z_п, \end{aligned}\right\} \quad (12.7)$$

где

$$\tau_{л1} = \frac{\pi D_1}{z_п}; \quad \tau_{л2} = \frac{\pi D_2}{z_п}.$$

Зазор между катушками Δ в лобовой части обмотки выбирается минимальным с целью уменьшения углов наклона. Для укладки обмотки необходимо, чтобы $\Delta = 0{,}1 \div 0{,}4$ *мм.*

д) Вылет лобовой части обмотки. Длина вылета лобовой части катушки зависит от угла наклона лобовой части α, поэтому его стремятся сделать минимальным.

Как ясно из фиг. 12. 2, вылет катушки f_2 складывается из четырех элементов:

$$z_2 = [x - (1 - \sin\alpha_2) A] \operatorname{tg}\alpha_2,$$

$$n_1 + n_2 = A\cos\alpha_2$$

и прямолинейной части головки a_2, где $A = R_1 + R_2 + c$.

Таким образом вылет катушки со стороны, противоположной коллектору, равен

$$f_2 = Ak_\alpha + (x - A) \operatorname{tg}\alpha_2 + a_2, \quad (12.8)$$

где $k_\alpha = \cos\alpha + \sin\alpha \operatorname{tg}\alpha = f(\alpha)$ определяется по фиг. 12. 3.

Аналогично определяется вылет катушки со стороны коллектора.

Радиусы закругления R_1, R_2, R_3 и R_4 принимают в пределах $2 \div 5$ *мм* в зависимости от ширины катушки. Чем больше ширина катушки, тем больше и радиус закругления.

На фиг. 12. 4 приведен рабочий чертеж секции петлевой обмотки авиационного шестиполюсного генератора мощностью 9 *квт,* где указаны размеры радиусов закругления.

е) Полная длина катушки

$$L_к = L + f_1 + f_2. \qquad (12.9)$$

ж) Углы секции вдоль окружности якоря

$$\varphi = 360\frac{y_п}{z_п}; \qquad \varphi_1 = \varphi\frac{D_1}{D_1 + D_2} \text{ и } \varphi_2 = \varphi\frac{D_2}{D_1 + D_2}. \qquad (12.10)$$

з) Длина лобовой части катушки приближенно может быть определена уравнением

$$l_л \approx 0{,}5 l_{ср} - l = (L - l) + \frac{2z_2}{\sin\alpha_2} + \pi A\frac{90^\circ - \alpha_2}{90^\circ} + a_1 + a_2, \qquad (12.11)$$

или, учитывая значение z_2, получим

$$l_л \approx (L - l) + \frac{2}{\cos\alpha_2}\left[x - (1 - \sin\alpha_2)A\right] + \pi A\frac{90^\circ - \alpha_2}{90^\circ} + $$

$$+ a_1 + a_2, \qquad (12.12)$$

где

$$(L - l) \approx 3 \div 5 \text{ мм}, \quad (a_1 + a_2) \approx 1 \div 5 \text{ мм}.$$

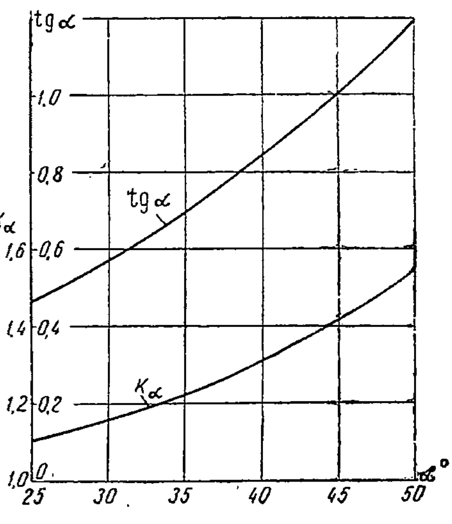
и) Средняя длина витка

$$l_{ср} = 2(l + l_л). \qquad (12.13)$$

Найдем вылет лобовой части обмотки при непосредственном наложении ее на якорь.

Как было указано ранее, в машине малой мощности обмотку якоря выполняют круглым изолированным проводом непосредственно на якоре (см. фиг. 10.3, 10.4, 10.5 и т. д.). В этом случае ее вылет можно определить следующим образом.

Площадь сечения лобовой части обмотки с одной стороны якоря, учитывая обозначения фиг. 12.5, равна:



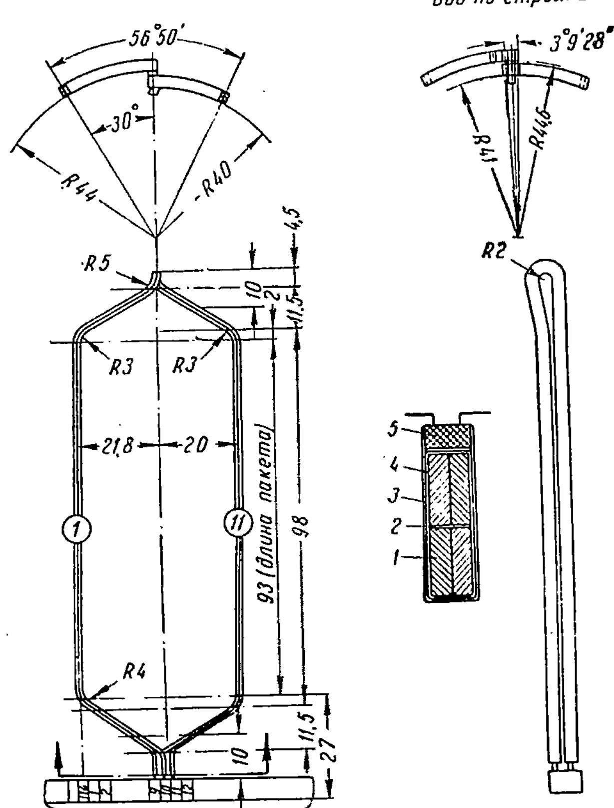
Фиг. 12.3. К расчету вылета лобовой части катушки.

$$S_{л.я} = 0{,}5\pi f^2 + 2f(H_к - f) = 2H_к f - 0{,}43 f^2, \qquad (12.14)$$

где f — аксиальный вылет лобовой части обмотки якоря;

$H_к$ — радиальный размер лобовой части обмотки якоря.

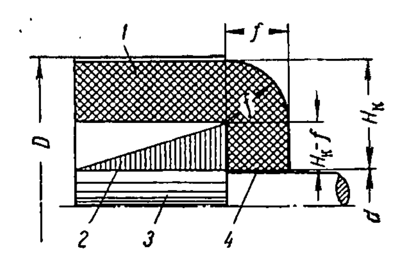
На площади $S_{л.я}$ должны быть размещены изолированные проводники, приходящиеся на пару полюсов, т. е. $N_p = \frac{N}{p}$ изолированных проводов, где N — полное число проводов якоря.



Фиг. 12. 4. Рабочий чертеж секции петлевой обмотки генератора ГСР-9000.

1—провод ПШД или ПЭТКСОТ, 2—прокладка между слоями из электрокартона 0,3 или стекломиканита 0,25, 3 и 4—изоляция паза, состоящая из электрокартона 0,1×2 или стеклослюдинита 0,1×2 (гибкого и формовочного), 5—клин из электрокартона 0,4 или стеклотекстолита 0,5.

Примечание. Прокладка между коллекторными пластинами ориентируется на середину паза; головки и концы секции бакелизируются до размера «10».



Фиг. 12. 5. Вылет лобовой части обмотки якоря.

1—обмотка якоря, 2—сердечник якоря, 3—вал, 4—изоляция.

Если принять, что провода расположены строго по рядам, то они займут площадь

$$S_{л.\,я}=d_п^2 N_p=2H_к f-0{,}43f^2,$$

где $d_п$ — диаметр изолированного провода.

Откуда получаем квадратное уравнение

$$f^2-4{,}66H_к f+2{,}33d_п^2 N_p=0, \qquad (12.15)$$

решение которого даст вылет лобовой части обмотки якоря

$$f=2{,}33H_к\left[1-\sqrt{1-0{,}43N_p\left(\frac{d_п}{H_к}\right)^2}\right]. \qquad (12.16)$$

Если принять $H_к=\frac{D-d}{2}$, то

$$f\approx 1{,}16\,(D-d)\left[1-\sqrt{1-0{,}86N_p\left(\frac{d_п}{D-d}\right)^2}\right]. \qquad (12.17)$$

Коэффициент заполнения катушки якоря медью в лобовой части

$$k_{з.\,к}=\frac{\frac{\pi d_1^2}{4}N_p}{S_{л.\,я}}=\frac{\pi}{4}\left(\frac{d_1}{d_п}\right)^2, \qquad (12.18)$$

где d_1 — диаметр неизолированного провода.

Пример. Определение средней длины обмотки якоря генератора ГСР-9000. Дано:

$D_2=88$ *мм*, $D_1=80$ *мм*, $z_п=57$, $S=c=2{,}5$ *мм*,

$R_1=3$ *мм*, $R_2=5$ *мм*, $y_п=9$, $l=90$ *мм*.

Определяем

$$\tau_{л_1}=\frac{\pi D_1}{z_п}=4{,}4\ мм,\quad \tau_{л_2}=\frac{\pi D_2}{z_п}=4{,}85\ мм,$$

$$x=0{,}5\,y_п\tau_{л_2}=4{,}5\cdot 4{,}85\approx 21{,}8\ мм,$$

$$y=0{,}5\,y_п\tau_{л_1}=4{,}5\cdot 4{,}4\approx 19{,}8\approx 20\ мм$$

и

$$L=l+3=93\ мм.$$

Углы наклона лобовой части секции:

$$\sin\alpha_1=\frac{S}{\tau_{л_1}}=\frac{2{,}5}{4{,}4}\approx 0{,}568 \quad и \quad \alpha_1\approx 34°35',$$

$$\sin\alpha_2=\frac{S}{\tau_{л_2}}=\frac{2{,}5}{4{,}85}\approx 0{,}515 \quad и \quad \alpha_2\approx 31°.$$

Коэффициенты

$$A=R_1+R_2+S=3+5+2{,}5=10{,}5,$$

$k_{\alpha_2}=1{,}17$ по фиг. 12.3.

Вылет лобовой части со стороны, противоположной коллектору,

$$f_2 = Ak_{\alpha_2} + (x - A)\operatorname{tg}\alpha_2 + a_2 = 10{,}5 \cdot 1{,}17 + (21{,}8 - 10{,}5) \cdot 0{,}601 \approx 19 \text{ мм}.$$

В рабочем чертеже указано 18 *мм*—совпадание хорошее.

Длина катушки

$$L_к = L + f_1 + f_2 \approx 93 + 20 + 19 \approx 132 \text{ мм},$$

$$\varphi = 360\frac{9}{57} \approx 57^\circ$$

и

$$\varphi_2 = \varphi\frac{D_2}{D_1 + D_2} = 57\frac{88}{168} \approx 30^\circ.$$

Длина лобовой части

$$l_л = (L - l) + \frac{2}{\cos\alpha_2}[x - (1 - \sin\alpha_2)A] + \pi A\frac{90 - \alpha_2}{90} + a_1 + a_2 =$$

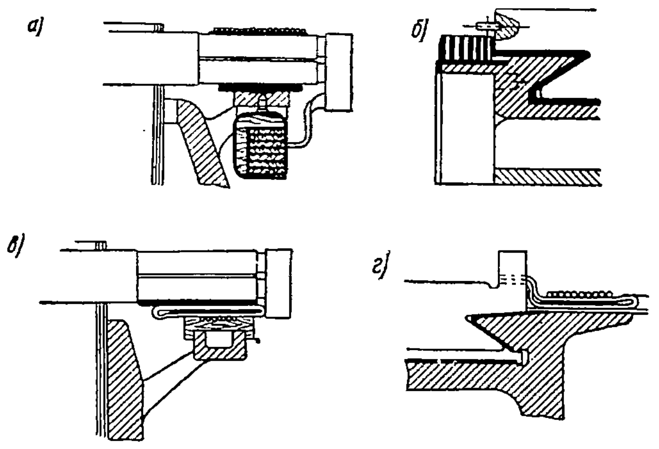
$$= 3 + \frac{2}{0{,}857}[21{,}8 - (1 - 0{,}515) \cdot 10{,}5] + \pi \cdot 10{,}5 \cdot \frac{90 - 31}{90} + 5 \approx 68{,}6 \text{ мм}.$$

Средняя длина витка

$$l_{ср} = 2(l + l_л) \approx 2(90 + 68{,}6) \approx 318 \text{ мм}.$$

Уравнительные соединения

Как было указано в гл. III, в авиационных машинах постоянного тока широко применяются уравнительные соединения. На фиг. 12. 6



Фиг. 12. 6. Некоторые виды уравнительных соединений.

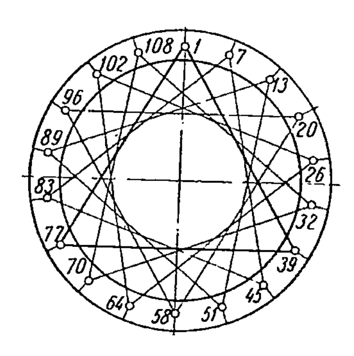
а, б—уравнительные соединения в виде медных колец, *в, г*—уравнительные соединения в виде медных вилок.

Примечание. Расположение уравнительных соединений со стороны, противоположной коллектору (*а, в*), или со стороны коллектора (*б, г*).

приведены некоторые способы расположения уравнительных соединений в машинах общего применения и авиационных.

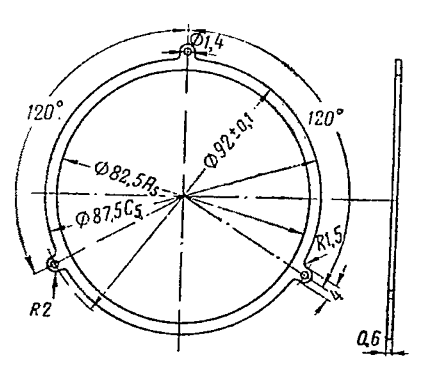
На фиг. 12.6,*б* показана обычно применяемая в авиационных машинах конструкция уравнительных соединений. Уравнительные соединения выполняются двух видов: в виде колец или вилок. В первом случае (см. фиг. 12.6,*а, б*) к кольцам припаиваются пластины, соединяющиеся с соответствующими секциями. Во втором случае (см. фиг. 12.6,*в, г*) концы вилок впаиваются в хомутики или головки (катушечная обмотка) соответствующих секций.

Уравнительные соединения располагаются со стороны коллектора (см. фиг. 12,6,*б, г*) либо под лобовыми частями обмотки якоря со стороны, противоположной коллектору (см. фиг. 12.6,*а, в*).



Фиг. 12.7. Схема уравнительных соединений генератора ГСР-9000.

Шесть уравнительных пластин, каждая пластина присоединена к трем равнопотенциальным точкам, которые расположены на расстоянии 360 электрических градусов друг от друга. Сечение каждой пластины 3 *мм²*.



Фиг. 12.8. Уравнительное контактное кольцо сечением 3 *мм²* (Кольцо лудится гальванически, толщина слоя покрытия 4÷7 *мк*).

В авиационных машинах обычно применяют *неполное* число уравнительных соединений. Полное число уравнительных соединений лучше выполняют свое назначение, но при этом машина становится длинней, тяжелей и дороже. Практика показала, что при присоединении одной трети коллекторных пластин к уравнительным кольцам с поперечным сечением их, равным 0,3 от поперечного сечения обмотки якоря, имеет место удовлетворительная коммутация.

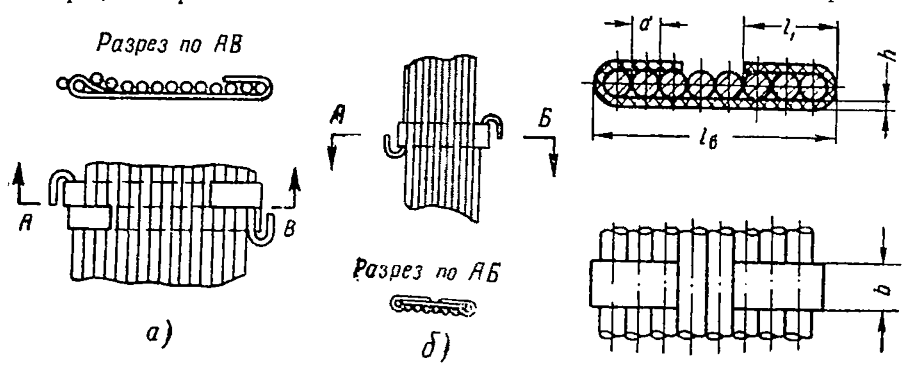
На фиг. 12.7 и 12.8 приведена схема уравнительных соединений и конструкция уравнительного кольца генератора ГСР-9000.

§ 2. КРЕПЛЕНИЕ ОБМОТКИ ЯКОРЯ

Обмотки якоря удерживаются от радиального смещения при помощи клиньев в активной зоне, проволочными или полыми цилиндрическими бандажами в лобовой части. Возможно применение проволочных бандажей и на активной длине якоря. В этом случае необходимо учесть потери в бандаже от вихревых токов и его охлаждение. Иногда нагрев бандажа может повысить температуру и в якорной обмотке. Материал бандажа (магнитный или немагнитный)

и его расположение оказывают влияние на коммутацию, так как влияют на величину проводимости потока рассеяния. Это особенно важно для машин, имеющих большую частоту перемагничивания — более 100 *гц*.

В авиационных двигателях и генераторах постоянного тока применяют проволочные бандажи, расположенные только в лобовой части обмоток. В активной части машины обмотка закрепляется клиньями в пазах якоря. Вместо проволочных бандажей при больших скоростях иногда применяют полые стальные тонкостенные цилиндры, которые насаживаются на лобовые части обмотки. При ма-



Фиг. 12.9. Примеры заделки концов бандажа.
а — бандаж авиационного электродвигателя, *б* — бандаж авиационного генератора.

Фиг. 12.10. Бандажные скобы.

лых скоростях для машин мощностью менее 50 *вт* применяют нитяные (неметаллические) бандажи. Примеры исполнения заделки концов бандажа приведены на фиг. 12.9.

Обычно проволочные бандажи выполняются однослойными и по ширине не превосходят $10 \div 15$ *мм*. Для бандажей применяется немагнитная проволока диаметром $d=0{,}5$ *мм* с пределом текучести $\sigma_S \approx 180$ *кг/мм²*. Бандаж скрепляется скобами из белой жести толщиной 0,3 *мм* или из луженой медной ленты. Бандажные скобы в авиационных машинах выполняются из луженой медной ленты марки М-1 толщиной $h=0{,}2$ *мм* и шириной $b=5$ *мм*. В особых случаях толщина скобы (h) может быть снижена до 0,1 *мм*.

Загиб скобы $l_1 > 2d$ *мм* (фиг. 12. 10).

Развернутая длина скобы $L_{ск}=(w+2)d+2l_1$. Ширина бандажа

$$l_б=wd+2h,$$

где w — число витков бандажа. Наружный диаметр бандажа должен быть менее диаметра якоря.

Расчет проволочного бандажа

Исходим из того, что проволочный бандаж расположен в лобовой части обмотки и воспринимает центробежную силу только этой части обмотки. Усилия в бандаже создаются под влиянием центробежной силы, действующей на обмотку и бандаж.

Центробежная сила, действующая на лобовую часть обмотки якоря с изоляцией,

$$P_{\text{ц. о}} = \frac{G_{\text{м. и}}}{g}\,\omega^2_{\max} R_{i1} \approx 11{,}3 G_{\text{м. и}} R_{i1} \left(\frac{n_{\max}}{1000}\right)^2 \ [кг], \qquad (12.19)$$

где $G_{\text{м. и}}$ — вес лобовой части обмотки с изоляцией в *кг*;

$R_{i1} \approx 0{,}5\,(D - h_{\text{п}})$ — радиус инерции, равный приближенно расстоянию от середины паза до центра вала в *см*;

$\omega_{\max} = \frac{\pi n_{\max}}{30}$ — максимально возможная угловая скорость;

$g = 981$ *см/сек²*;

$n_{\max}$ — угонная скорость вращения в об/мин.

Напряжение в бандаже от центробежной силы лобовой части обмотки якоря, учитывая (12.19), равно:

$$\sigma_1 = \frac{P_{\text{ц. о}}}{2\pi S_б} \approx 0{,}9\,\frac{G_{\text{м. и}}(D - h_{\text{п}})}{S_б}\left(\frac{n_{\max}}{1000}\right)^2 \ [кг/мм^2], \qquad (12.20)$$

где $S_б = \frac{\pi d^2}{4} w$ — полное сечение бандажа в *мм²*;

d — диаметр бандажа (проволоки) в *мм*;

w — число витков бандажа.

Центробежная сила, действующая на бандаж,

$$P_{\text{ц. б}} = \frac{G_б}{g}\,\omega^2_{\max} R_{i2}. \qquad (12.21)$$

Учитывая, что

$G_б = S_б \pi D_2 \gamma$ — вес бандажа в *кг*, $R_{i2} \approx 0{,}5 D_2$ — радиус инерции, равный половине среднего диаметра бандажа в *см*, $\omega_{\max} = \frac{\pi n_{\max}}{30}$,

получим

$$P_{\text{ц. б}} = \frac{\pi D_2 \gamma S_б}{g}\left(\frac{\pi n_{\max}}{30}\right)^2 \frac{D_2}{2} \approx 2\pi\,\frac{S_б \gamma}{g}\,v^2_{2\max} \ [кг], \qquad (12.22)$$

где $v_{2\max} = \frac{\pi D_2 n_{\max}}{60}$ — окружная скорость по среднему диаметру бандажа в *см/сек*.

Рассматривая бандаж как тонкий цилиндр, получим выражение для напряжения от центробежной силы собственного веса:

$$\sigma_2 = \frac{P_{\text{ц. б}}}{2\pi S_б} = \frac{\gamma}{g}\,v^2_{2\max} \approx 2{,}8\gamma\left(\frac{D_2}{10}\right)^2\left(\frac{n_{\max}}{1000}\right)^2 \ [кг/мм^2]. \qquad (12.23)$$

Полное напряжение в бандаже

$$\sigma_б = \sigma_1 + \sigma_2 = \left[0{,}9\,\frac{G_{\text{м. и}}(D - h_{\text{п}})}{S_б} + 2{,}8\gamma\left(\frac{D_2}{10}\right)^2\right]\left(\frac{n_{\max}}{1000}\right)^2 \ [кг/мм^2]. \qquad (12.24)$$

Суммарное напряжение в бандаже не должно превосходить допустимого значения $\sigma_{\text{б. д}}$, т. е. $\sigma_б < \sigma_{\text{б. д}}$.

Обычно в расчетах задаются диаметром провода и определяют число витков бандажа, при котором напряжение в нем не превосходит допустимого значения.

В этом случае, преобразуя (12.24) и (12.20), получим уравнение

$$S_б = \frac{\pi d^2}{4} w \frac{\sigma_1}{\sigma_{б.\,д} - \sigma_2} = 0{,}9 \, \frac{G_{м.\,н} (D - h_п)}{\sigma_{б.\,д} - \sigma_2} \left(\frac{n_{max}}{1000} \right)^2,$$

и окончательно число витков бандажа

$$w \approx 1{,}13 \, \frac{G_{м.\,н} (D - h_п)}{(\sigma_{б.\,д} - \sigma_2) \, d^2} \left(\frac{n_{max}}{1000} \right)^2 . \qquad (12.25)$$

Обычно при бандажировке проволоке дают двойной натяг. В этом случае вместо $\sigma_{б.д}$ необходимо принимать половину допустимого значения напряжения, т. е.

$$w = 1{,}13 \, \frac{G_{м.\,н} (D - h_п)}{(0{,}5\sigma_{б.\,д} - \sigma_2) \, d^2} \left(\frac{n_{max}}{1000} \right)^2 . \qquad (12.26)$$

В табл. 12.1 приведены механические свойства проволоки, применяемой для бандажей.

Таблица 12.1

Механические свойства проволоки для бандажей

Материал	Сталь					Бронза	
	Магнитная			Немагнитная			
d мм	1,0	1,5	2,0	1,5	2,0	1,0	1,5
σ_B *кг/мм*	180	170	150	165	155	95	90
σ_S *кг/мм*	155	145	130	150	140	86	81
δ %	2	3	4	1,4	1,6	1,5	1,5
N	8	8	9	8	8	5	5

Углеродистая сталь ОВС и ВС (ГОСТ 1546—53)

d мм	0,5	0,6	0,8	1,0	1,2	1,4	1,5	1,6	1,8	2,0	3,0
S мм²	0,196	0,283	0,503	0,785	1,131	1,593	1,767	2,01	2,545	3,142	7,07
G кг	1,54	2,22	3,95	6,17	8,88	12,1	13,9	15,8	20,0	24,7	55,5
σ_B ОВС	210		200	190	180				175		165
σ_B ВС	190		180	175	165				155		130

d, S и G—диаметр, сечение и вес (1 *км*) проволоки;

σ_B—временное сопротивление на разрыв в *кг/мм²*;

σ_S—предел текучести в *кг/мм²*;

δ—удлинение в процентах;

N—число перегибов в одну и другую сторону относительно радиуса $r=2d$.

Пример. Расчет бандажа для лобовой части обмотки.

Дано:

$G_{м.н}=0,32$ *кг* (вес одной лобовой части обмотки).

$n_{max}=1,2n=1,2\cdot 9300=11\,200$ об/мин

$D_2=12$ *см*, $h_п=1$ *см*.

Выбираем для бандажа стальную немагнитную проволоку диаметром $d=1,5$ *мм* с пределом текучести $\sigma_S=150$ *кг/мм²*.

Определяем напряжение от собственного веса

$$\sigma_2=2,8\,\gamma\left(\frac{D_2}{10}\right)^2\left(\frac{n_{max}}{1000}\right)^2=2,8\cdot 0,00785\cdot 1,44\cdot 125=4 \text{ кг/мм}^2.$$

Допустимое напряжение в бандаже с учетом того, что при бандажировке будет применен двойной натяг, принимаем равным

$$0,5\sigma_{б.д}=\frac{0,8\sigma_S}{2}=\frac{0,8\cdot 150}{2}=60 \text{ кг/мм}^2.$$

Число витков бандажа на одну лобовую часть обмотки якоря

$$w=1,13\,\frac{G_{м.н}(D_2-h_п)}{(0,5\sigma_{б.д}-\sigma_2)\,d^2}\left(\frac{n_{max}}{1000}\right)=\frac{1,13\cdot 0,32\cdot 11}{(60-4)\,2,25}\,125=4.$$

Ширина бандажа

$$l_б=2h+wd=0,4+4\cdot 1,5=6,4 \text{ мм}.$$

Однако такой бандаж неприемлем, так как он требует значительного снижения диаметра лобовой части обмотки.

Если принять диаметр бандажной проволоки $d=0,5$ *мм*, что обычно и выполняется в авиационных электрических машинах, то при $\sigma_S=180$ *кг/мм²* получим:

$$\sigma_{б.д}=0,85\sigma_S=144 \text{ кг/мм}^2,$$

$$0,5\sigma_{б.д}=72 \text{ кг/мм}^2$$

и число витков бандажа при $\sigma_2=4$ *кг/см²*

$$w=1,13\,\frac{0,32\times 11}{(72-4)\times 0,25}\times 125\approx 30.$$

Ширина бандажа

$$l_б=2h+wd=0,4+30\cdot 0,5=15,4 \text{ мм}.$$

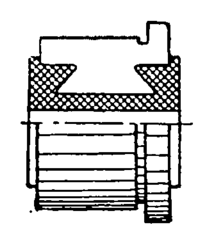
Для бандажей авиационных генераторов применяют стальную проволоку марки 65Г ($\sigma_S=180$ *кг/мм²* и $\sigma_{б.д}<80$ *кг/мм²*).

Глава XIII

КОНСТРУКЦИЯ И РАСЧЕТ КОЛЛЕКТОРА

§ 1. КОНСТРУКЦИЯ КОЛЛЕКТОРА

Коллектор — наиболее ответственный узел машины постоянного тока, в значительной степени определяющий условие безыскровой коммутации. В конструктивном отношении коллекторы делятся на пять групп:



Фиг. 13.1. Цилиндрический коллектор, запрессованный в пластмассу.

1) цилиндрические коллекторы, запрессованные в пластмассу (фиг. 13.1);

2) цилиндрические коллекторы с креплением пластин типа ласточкина хвоста и конусными нажимными шайбами (фиг. 13.2, 13.3 и 13.4);

3) цилиндрические коллекторы с креплением пластин при помощи бандажных колец (фиг. 13.5);

4) комбинированные цилиндрические коллекторы, в которых помимо крепления шайбами применяются бандажные кольца;

5) дисковые коллекторы с креплением пластин при помощи бандажного кольца, применяющиеся редко и, главным образом, для быстроходных возбудителей (фиг. 13.6).

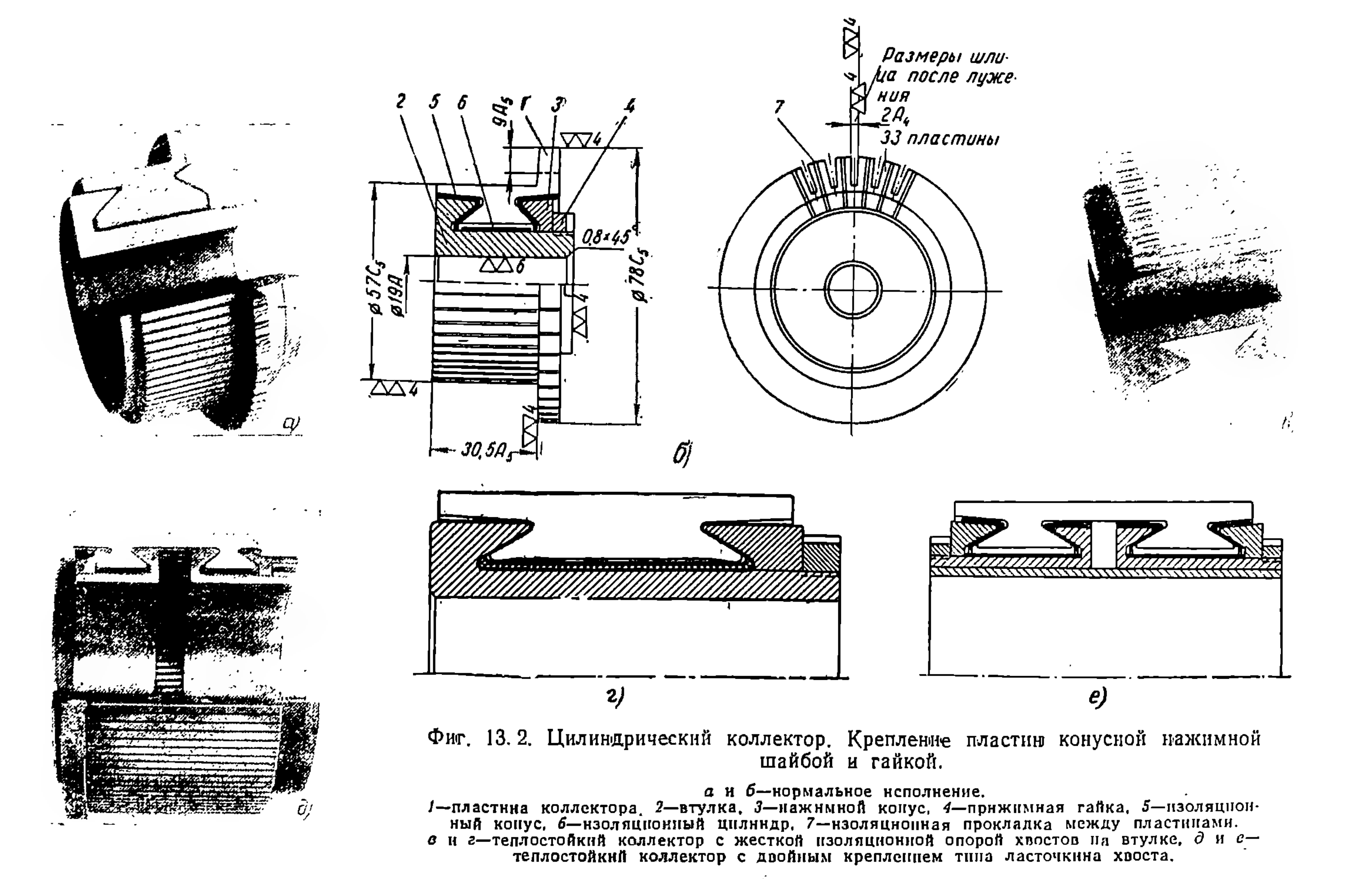
Цилиндрические коллекторы с креплением типа ласточкина хвоста делятся по способу закрепления пластин на арочные (фиг. 13.7,*а*) и защемленные (см. фиг. 13.7,*б*).

В арочных коллекторах нажим производится только на ласточкин хвост, а в защемленных коллекторах, кроме того, и на консольные концы коллекторных пластин. Благодаря этому нажатию предупреждается бочкообразный выгиб пластин — явление, опасное для длинных и быстроходных коллекторов.

Выбор типа коллектора определяется скоростью вращения и силой тока. Наибольшее распространение получил второй тип коллектора. При окружных скоростях коллектора порядка 40 *м/сек* и длине 200÷300 *мм* применяют третий и четвертый тип. В авиационных электрических машинах мощностью до 100 *вт* применяют цилиндрические коллекторы первого (при $v_к < 20$ *м/сек*) и второго типов (при $v_к \geqslant 20$ *м/сек*), а при больших мощностях — цилиндрический коллектор второго типа.

В авиационных электрических машинах большой мощности, предназначенных для работы при высокой температуре, применяют коллектор с опорой хвостов на втулку, которая изолирована стекломиканитом (фиг. 13.2,*б*), либо коллектор с двумя комплектами ласточкиных хвостов (фиг. 13.2,*в*). Последняя конструкция находит широкое применение в теплостойких машинах мощностью более 9 *квт*.

Ниже рассматривается цилиндрический арочный коллектор. Он состоит из медно-кадмиевых коллекторных пластин (ГОСТ 4134—48) трапецоидального сечения (фиг. 13.8), разделенных между собою прокладками из твердого миканита или слюды и собранных в



Фиг. 13.2. Цилиндрический коллектор. Крепление пластин конусной нажимной шайбой и гайкой.

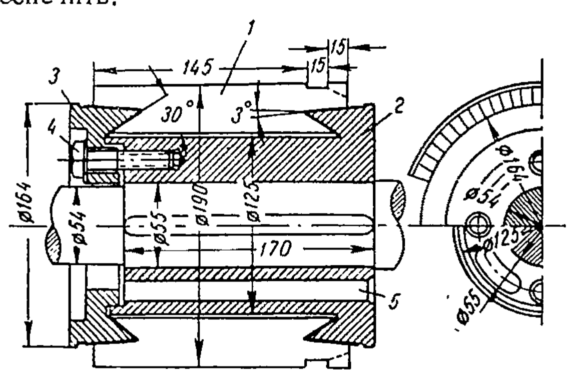
а и *б*—нормальное исполнение.

1—пластина коллектора, *2*—втулка, *3*—нажимной конус, *4*—прижимная гайка, *5*—изоляционный конус, *6*—изоляционный цилиндр, *7*—изоляционная прокладка между пластинами.

в и *г*—теплостойкий коллектор с жесткой изоляционной опорой хвостов на втулке, *д* и *е*—теплостойкий коллектор с двойным креплением типа ласточкина хвоста.

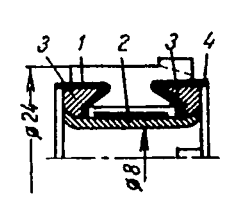
полый цилиндр. Крепящие части коллектора состоят из двух стальных конических шайб, которые скреплены стяжными болтами или прижимной гайкой. Пластины коллектора авиационных машин постоянного тока обычно собираются на стальную втулку (фиг. 13. 9) и закрепляются нажимной шайбой (фиг. 13. 10) и гайкой (фиг. 13. 11). Нажимные шайбы изолированы от пластин изоляционными манжетами, выполненными обычно из миканита.

Крепящие части коллектора должны при всех режимах работы обеспечить:



Фиг. 13. 3. Цилиндрический коллектор. Крепление пластин конусной нажимной шайбой и винтами.

1—пластина коллектора, 2—втулка, 3—нажимной конус, 4—винт, 5—вентиляционный канал.



Фиг. 13. 4. Цилиндрический коллектор. Крепление пластин конусными нажимными шайбами и развальцовкой втулки.

1—пластина коллектора, 2—втулка, 3—нажимные конусы, 4—изоляционные конусы.

а) заданное сжатие изоляции между коллекторными пластинами во избежание ее радиального смещения под действием центробежных сил;

б) сохранение цилиндрической рабочей поверхности, так как центробежные силы, осевое давление и нагрев стремятся придать поверхности коллектора бочкообразную форму вместо цилиндрической;

в) эластичность в осевом направлении, что особенно важно при длине коллектора более 100 *мм*; это позволяет сохранить поверхность цилиндрической при температурных изменениях.

При посадке коллектора на вал необходимо обеспечить правильное положение рабочей поверхности по отношению к центральной линии вала и к торцевой поверхности сердечника якоря. Кроме того, должны быть предусмотрены каналы для прохода охлаждающего воздуха, если это предусмотрено схемой охлаждения. В современных авиационных генераторах постоянного тока стальная втулка коллектора насаживается на ребристый дуралюминовый патрубок (фиг. 13. 12), и между ними образуются каналы для прохода охлаждающего воздуха.

Коллектор авиационного генератора мощностью 9 *квт* показан в сборе на фиг. 13. 13.

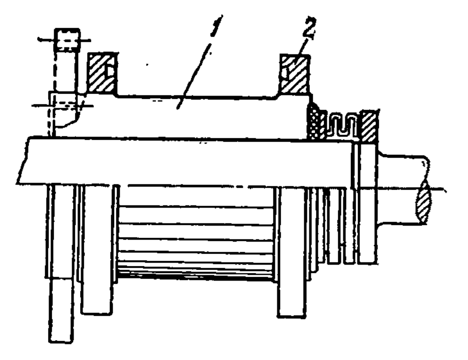
Для придачи коллектору должной монолитности и проверки механической прочности его подвергают разгону со скоростью

$n_p = 1{,}45 n_{max}$ об/мин в горячем состоянии при температуре 200÷250° С. Для обеспечения безыскровой работы коллектора большое значение имеет биение коллектора, в связи с чем практика выработала максимально допустимые значения биения, которые для авиационных машин постоянного тока приведены в табл. 13. 1.

Таблица 13.1

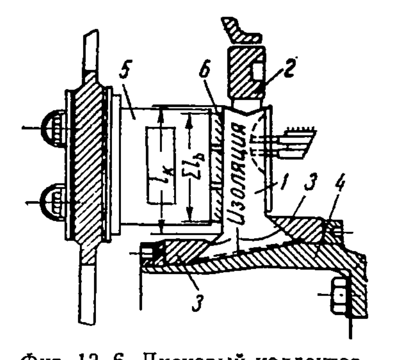
Допуски на максимально допустимые биения коллектора

Диаметр коллектора мм	Допустимые биения мм
$D_к < 30$	0,01/0,02
$30 < D_к \leq 60$	0,015/0,02
$60 < D_к \leq 100$	0,02/0,025
$100 < D_к \leq 125$	0,025/0,03



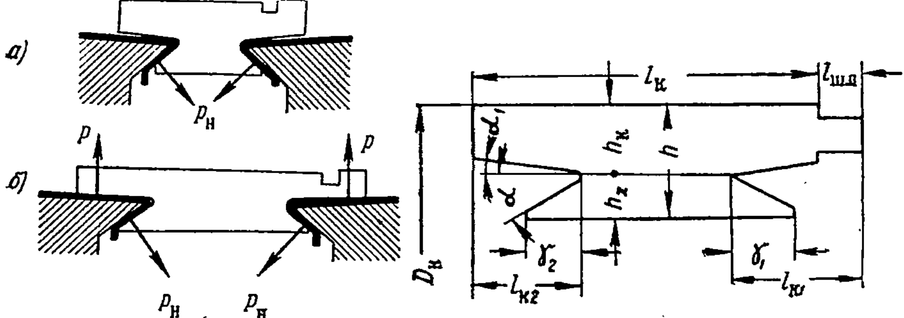
Фиг. 13. 5. Цилиндрический коллектор с бандажными кольцами.

1—пластина коллектора, 2—бандажное кольцо.



Фиг. 13. 6. Дисковый коллектор.

1—коллекторная пластина, 2—бандажное кольцо, 3—нажимные конусы, 4—втулка, 5—щеткодержатель, 6—щетки.



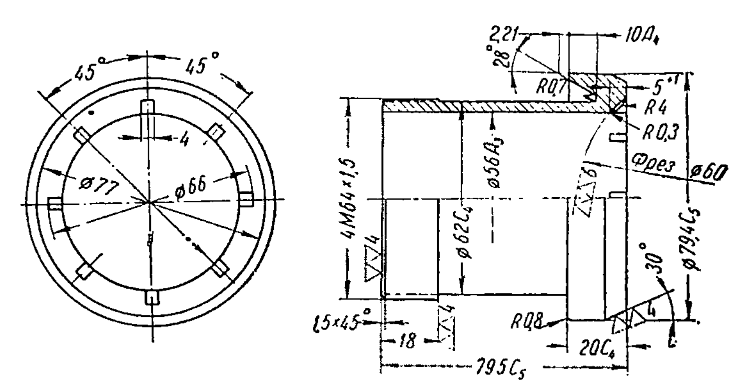
Фиг. 13. 7. Способ закрепления пластины в цилиндрическом коллекторе.

а—арочный, б—защемленный.

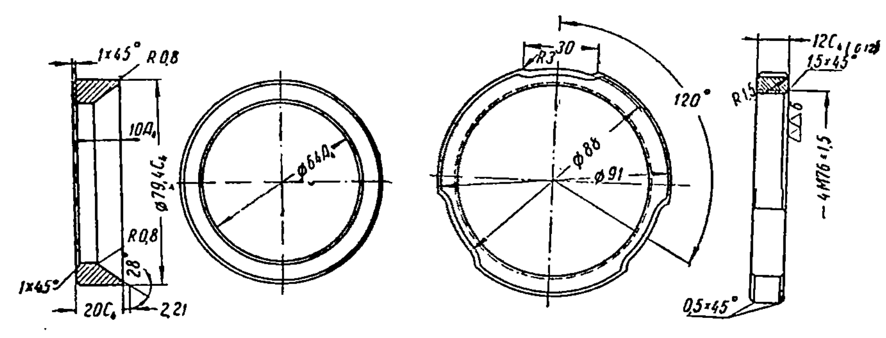
Фиг. 13. 8. Коллекторная пластина (обозначение размеров) $\alpha_1 = 2—3°$; $\alpha = 28—45°$.

В знаменателе приведено значение максимально допустимого биения коллектора в собранной машине, а в числителе — в узле якоря.

Как было указано выше, правильное применение системы допусков и посадок обеспечивает уменьшение времени и стоимости

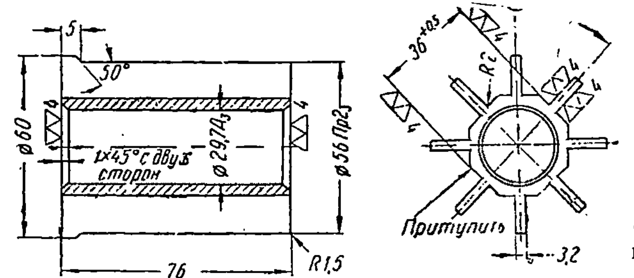


Фиг. 13. 9. Втулка коллектора.



Фиг. 13. 10. Нажимная шайба коллектора.

Фиг. 13. 11. Коллекторная гайка из стали 30ХГСА.



Фиг. 13. 12. Дуралюминовый патрубок коллектора.

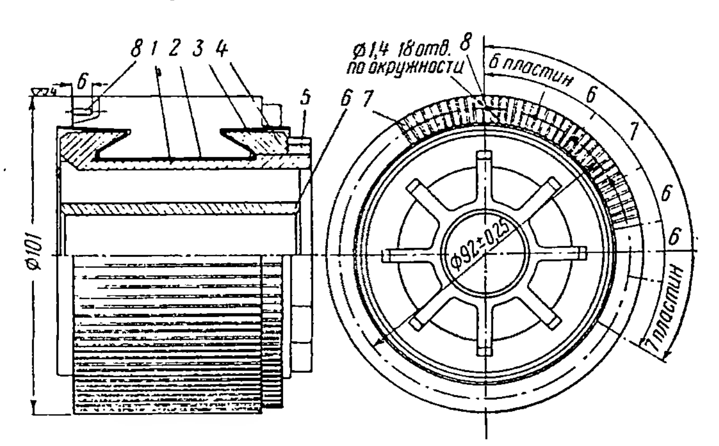
обработки и сборки узлов машины. В табл. 13. 2 и на фиг. 13. 14 и 13. 15 приведены установленные допуски на обработку деталей коллектора, коллектора в собранном виде и в узле якоря, которыми и необходимо руководствоваться при изготовлении коллектора авиационных электрических машин.

Таблица 13.2

Допуски на обработку деталей коллектора

Деталь коллектора		D^{**}	D_1	D_2	D_3	D_4	L	l_1	l_2
Пластина	I*		A_4	A_4		A_5	A_7	A_5	
	II			A_5					
Втулка и шайба		C_4		A^{***}	A_3	C_5			A_5
Гайка		C_5	—	—	—	—	C_5	A_7	
Изоляционный конус		C_4	A_5	—	—	—	B_7	A_5	—

В заключение отметим, что пластины и ребра крестовины коллектора должны занимать по окружности вполне определенное положение по отношению к пазам и ребрам сердечника якоря. Ребра крестовины коллектора должны совпадать с ребрами сердечника якоря для уменьшения аэродинамического сопротивления потоку охлаждающего воздуха.



Фиг. 13.13. Коллектор авиационного генератора ГСР-9000.

1—втулка, *2*—изоляционный цилиндр, *3*—миканитовый конус, *4*—нажимная шайба, *5*—гайка, *6*—патрубок, *7*—пластина, *8*—отверстие для уравнительных шин.

Для обеспечения правильного положения нейтрали необходимо, чтобы ось паза якоря совпадала с осью межламельной изоляции или была смещена на величину не более 0,5 *мм*. Направление смещения

---

* I—коллектор запрессован на втулке;
= II—коллектор запрессован в пластмассу;
** Размер D проставляется на чертеже с припуском на обработку;
*** Допуск A на размер D_2 указан для окончательной обработки в узле коллектора.

зависит от направления вращения и режима машины (генератор или двигатель). Для генераторов серии ГСР допускается смещение оси паза по отношению к межламельной изоляции вправо на 0,5 *мм*, если смотреть со стороны коллектора.

Втулка

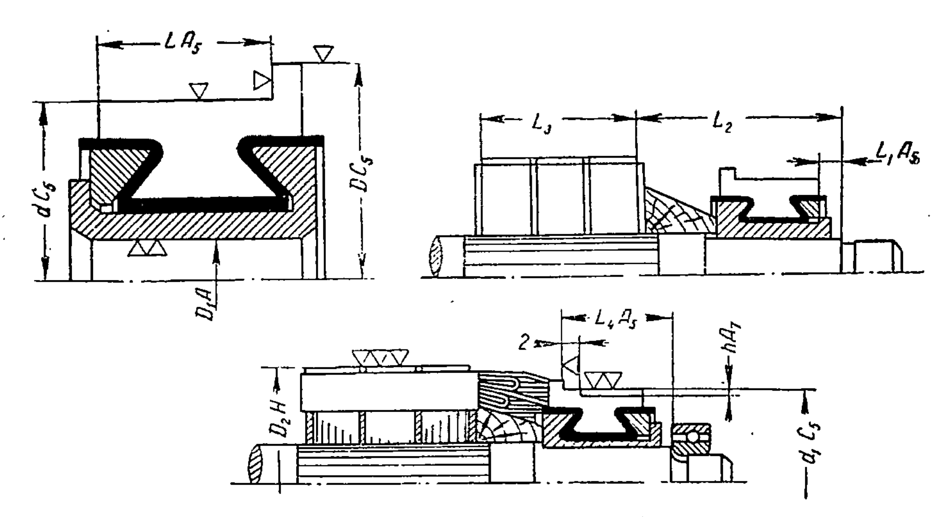
Шайба

Изоляционный конус

Гайка

Пластина

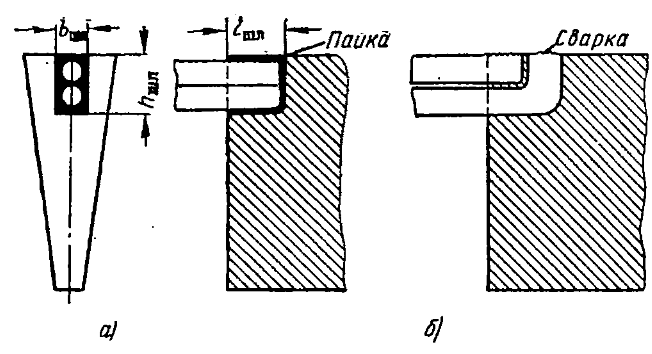
Фиг. 13.14. Детали коллектора (к табл. 13.2).



Фиг. 13.15. Допуски на обработку коллектора в собранном виде и в узле якоря.

d_1— окончательный размер диаметра коллектора на якоре (узел), $d_1=d+1$.

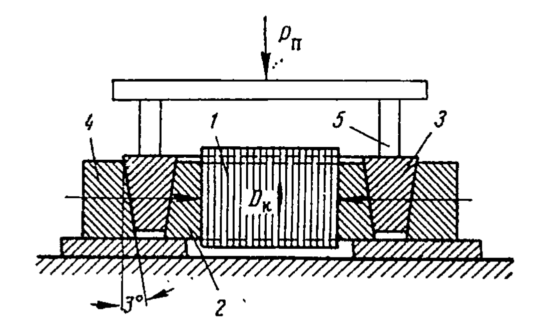
Соединение обмотки якоря с коллектором производится пайкой или сваркой. В каждой коллекторной пластине фрезеровкой выполняется шлиц (фиг. 13. 16), ширина и длина которого определяются размерами присоединяемого провода якоря и способом его присоединения к коллекторной пластине (допустимой плотностью тока в кон-



Фиг. 13. 16. Схема соединения проводов обмотки якоря с коллекторными пластинами.

а—пайка, *б*—сварка.

такте). Если проводники якоря припаиваются к коллекторной пластине, то применяют чистое олово марки 02. В авиационных машинах часто применяют аргонную сварку, которая обеспечивает надежный контакт между обмоткой якоря и коллектором в процессе работы и не нарушает изоляцию проводников якоря при сварке (сварка производится вольфрамовым электродом в атмосфере инертного газа аргона).



Фиг. 13. 17. Схема запрессовки коллектора в наружных разрезных конусных кольцах.

1—пакет коллекторных пластин и прокладок, *2*—разрезные конусные кольца, *3*—нажимное конусное кольцо, *4*—кольцевая оправка, *5*—пресс.

Пример. Порядок сборки коллектора.

1. Пакет коллекторных пластин и изоляционных прокладок собирается в разрезных конусных кольцах (фиг. 13. 17), и после нагрева в печи до 200° С ему дается первоначальная запрессовка, чем создается тангенциальное сжатие заданной величины.

Пакет коллекторных пластин, зажатый в разрезных конусных кольцах, охлаждают до температуры окружающего воздуха (20° С), а затем протачивают ласточкины хвосты.

3. Пакет пластин собирают на втулку, покрытую изоляцией, с миканитовыми манжетами и нажимным конусом, после чего его снова подогревают до 200° С.

4. Собранный коллектор (зажатый в разрезных конусных кольцах) при температуре 200° С помещают под пресс, который давит на буртик нажимного корпуса с заданным усилием; последнее должно обеспечить после снятия разрезных конусных колец необходимое тангенциальное давление между пластинами.

5. Когда горячий коллектор, затянутый снаружи разрезными кольцами, находится под давлением пресса, производится затяжка коллекторной гайки (шпи-

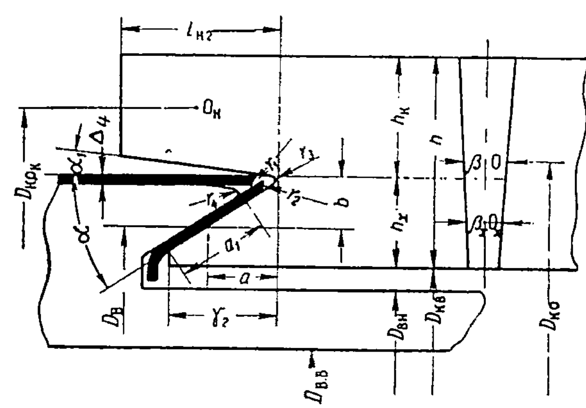
лек, болтов). В этот момент температура всех элементов коллектора примерно одинакова и составляет около 20° С.

6. После затяжки коллекторной гайки наружные разрезные конусные кольца удаляют. При охлаждении коллектора начальная осевая сила затяга и напряжение в коллекторе снижаются вследствие того, что коллекторные пластины укоротятся больше, чем стальные втулки (стяжные шпильки или болты). При снятии наружных разрезных колец начальная осевая сила затяга и напряжение в коллекторе также снижаются вследствие того, что произойдет упругое выпучивание пластинок.

7. После окончательной сборки коллектора его подвергают динамической формовке, когда коллектор вращается со скоростью $n_p = 1{,}45 n_{max}$ при температуре около 200° С. Так как динамическая формовка малых коллекторов производится в печи, то можно принимать температуру всех его элементов одинаковой. Возможны и другие виды динамической формовки. Режим динамической формовки в отношении механической прочности является наиболее напряженным и поэтому должен быть специально рассчитан.

§ 2. ПРЕДВАРИТЕЛЬНЫЙ ВЫБОР РАЗМЕРОВ КОЛЛЕКТОРНОЙ ПЛАСТИНЫ

На фиг. 13.18 приведена конструкция типовой коллекторной пластины, применяемой в авиационных машинах постоянного тока. Длина рабочей поверхности коллектора $l_к$ и максимальная толщина пластины определяются электрическим расчетом.



Фиг. 13.18. К расчету коллектора.

Полная длина коллекторной пластины определяется с учетом длины шлица $l_{шл}$ для соединения коллектора с обмоткой якоря, т. е.

$$L_к = l_к + l_{шл}.$$

Длина шлица $l_{шл}$ определяется по допустимой плотности тока $j_{шл}$ в контактной поверхности шлица уравнением

$$l_{шл} = \frac{I_п}{3 d_п j_{шл}} \qquad (13.1)$$

для круглого проводника якоря и

$$l_{шл} = \frac{I_п}{(2h_п + b_п)\, j_{шл}} \qquad (13.2)$$

для прямоугольного проводника якоря.

Здесь $I_п$ — ток в проводнике якоря;

$d_п$ — диаметр круглого провода;

$h_п$ и $b_п$ — высота и ширина прямоугольного провода;

$j_{шл}$ — плотность тока в контактной поверхности шлица.

Полную высоту коллекторной пластины определяют предварительно из соотношения $h \approx (0{,}17 \div 0{,}19) D_к$. Обычно $\gamma_1 = \gamma_2$ и $l_{к1} > l_{к2}$, причем полный вылет $l_{к1} \approx (0{,}27 \div 0{,}32) L_к$ и $l_{к2} \approx (0{,}24 \div 0{,}3) L_к$.

Угол $\alpha \approx 28° \div 30°$ (в самых малых коллекторах допускают $\alpha = 45°$); $\alpha_1 = 2° \div 3°$. Угол α_1 выполняется для того, чтобы миканитовая манжета легко вынималась из прессформы. Высота консоли пластины $h_к$ может быть определена из условий допустимого прогиба консольной части пластины под влиянием центробежной силы ее веса по формуле

$$h_к = 2{,}4 l_{к2}^2 \sqrt{\frac{D_к}{f_{max} 10^4}\left(\frac{n_{max}}{10^4}\right)^2} \approx 0{,}54 l_{2к}^2 \sqrt{D_к}\left(\frac{n_{max}}{10^4}\right)^2 \ [см], \quad (13.3)$$

где прогиб консоли при n_{max} принят $f_{max} = 0{,}002$ *см*.

Полная высота пластины приближенно равна

$$h \approx 0{,}65 \sqrt[4]{D_к L_к \left(\frac{n}{10^4}\right)^2} \ [см], \quad (13.4)$$

где n — наибольшая рабочая скорость и $h_к \approx (0{,}55 \div 0{,}6) h$.

Радиусы закругления r принимаются обычно от 0,5 до 1,5 *мм*. Исходным при определении величины радиусов закругления является радиус закругления миканитовой манжеты. Внутренний радиус манжеты r_1 принимается равным толщине манжеты, т. е. $r_1 = \Delta_4$; тогда внешний радиус манжеты $r_2 = r_1 + \Delta_4$. Чтобы между миканитовой манжетой и пластинкой остался зазор, радиус закругления пластины r_3 делают меньше, чем r_2.

Чтобы стальной нажимной конус не повреждал миканитовой манжеты, его радиус закругления r_4 делают больше r_1. Для той же цели стальной конус скашивается на угол $2 \div 3°$.

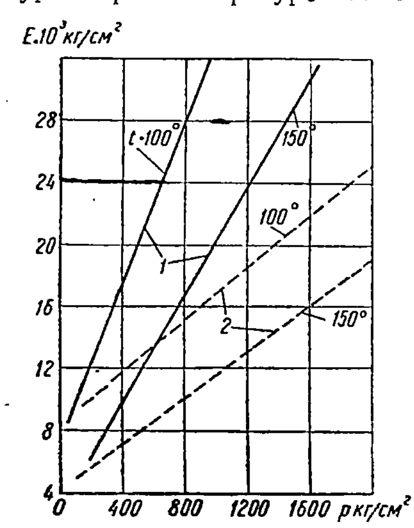
§ 3. РАСЧЕТ ПРОЧНОСТИ КОЛЛЕКТОРА

Расчет коллектора, представляющий самостоятельную, сложную и не вполне определенную в механическом отношении задачу *, будет рассмотрен лишь в общих чертах применительно к цилиндрическому арочному коллектору.

Значительная доля радиальных, аксиальных и тангенциальных деформаций коллектора определяется упругими свойствами — податливостью коллекторного миканита (миканитовых прокладок между пластинами, клееных миканитовых манжет и поясков под бандажными кольцами). Однако модуль упругости коллекторного миканита не постоянен и зависит от удельного давления на миканит

* А. Е. Алексеев. Конструкция электрических машин. Госэнергоиздат, 1949. Б. Н. Красовский. Вопросы прочности электрических машин. АН СССР, 1951.

и температуры, а температура отдельных частей коллектора зависит от режима работы, конструкции коллектора и системы охлаждения. Все это усложняет механический расчет коллектора и вносит в него некоторую неопределенность. На фиг. 13. 19 показана зависимость модуля упругости E прокладочного миканита и миканитовых манжет от удельного давления p и температуры t. Анализ этих данных показывает, что модуль упругости коллекторного миканита (прокладочного и манжет) возрастает прямо пропорционально удельному давлению на миканит и уменьшается с возрастанием его температуры. При температуре 100° С модуль упругости коллекторного миканита $E \approx 20\,000$ *кг/см*² при удельном давлении $p=500$ *кг/см*² и $E=34\,000$ *кг/см*² при $p=1000$ *кг/см*². По данным Б. Н. Красовского увеличение модуля упругости миканита с 10 000 до 30 000 *кг/см*² приводит к снижению напряжения изгиба в средней части пластины и увеличению растягивающих напряжений в стяжных болтах (прижимных гайках) примерно на 12%.



Фиг. 13. 19. Зависимость модуля упругости E, коллекторного миканита *1* и миканитовых манжет *2* от удельного давления p, при температуре 100 и 150° С.

Коллектор должен сохранить монолитность во всех режимах работы, что достигается соответствующим выбором размеров, удельного давления между пластинами и технологии производства.

Крепление коллектора должно воспринимать центробежную силу пластин, изоляции и самих крепящих частей, а также обеспечить заданное давление между пластинами. Удельное давление между пластинами вызывает силы арочного распора пластины, под действием которых коллектор, состоящий из отдельных пластин, сохраняет форму полого цилиндра. Поэтому правильный выбор удельного давления крайне важен для надежной работы коллектора. В то же время отсутствует обоснованная теория для определения величины удельного давления.

По-видимому, сила сжатия между коллекторными пластинами должна быть такова, чтобы свободная пластинка слюды (не склеенная с остальными пластинками миканита) не могла бы сместиться наружу. Последнее не должно иметь места и в самом неблагоприятном случае, т. е. когда коллектор работает при отрицательной температуре, и, следовательно, пластины имеют минимальную толщину. Кроме того, удельное тангенциальное давление не должно вызывать недопустимых напряжений изгиба в средней части пластин.

В коллекторах машин общего применения с креплением типа ласточкина хвоста при запрессовке создается среднее удельное дав-

ление 300÷400 *кг/см²*, а в коллекторах с бандажными кольцами — 400÷600 *кг/см²*. Снижение среднего удельного давления в коллекторах первого типа вызвано большой длиной средней части пластины между нажимными конусами. В авиационных электрических машинах постоянного тока длина средней части пластины не превосходит 40 *мм*, и среднее удельное давление в быстроходных и мощных машинах достигает 800 *кг/см²*.

А. Е. Алексеев рекомендует для машин общего применения определять величину среднего удельного давления между пластинами по уравнению

$$p_a = 60 + 5\left(\frac{n_{max}}{1000}\right)\frac{D_к}{10}\sqrt{\frac{n_{max}}{1000}\,\frac{D_к}{10}}\ [кг/см^2], \qquad (13.5)$$

где n_{max} — максимальная скорость вращения.

Для авиационного генератора, у которого $D_к = 12$ *см* и $n_{max} = 1{,}45 \times 9000 = 13\,000$ об/мин, среднее удельное давление между пластинами по (13.5)

$$p_a = 60 + 5 \times 13 \times 1{,}2\sqrt{15{,}6} = 370\ кг/см^2,$$

что примерно в два раза ниже реально применяемых величин для авиационных коллекторных машин.

Для создания тангенциального удельного давления p_a между пластинами коллектор запрессовывают, как указывалось ранее, в разрезных конусных кольцах (см. фиг. 13.17). При этом может быть создана любая величина удельного давления, так как медь и миканит работают только на сжатие, и пластины не изгибаются. Под влиянием запрессовки пластин коллектор получает начальную радиальную осадку y_0, величина которой определяется жесткостью средней части пластины.

Давление пресса для затяжки гайки должно быть такой величины, чтобы суммарное радиальное давление запрессовки разрезными конусами было полностью воспринято нажимными конусами (гайкой). Очевидно полная передача давления возможна только при условии, что коллекторные пластины не изгибаются в радиальном направлении, т. е. до тех пор, пока разрезные конусные кольца не удалены. Удаление разрезных конусных колец приведет к тому, что коллекторные пластины изогнутся в радиальных плоскостях под влиянием тангенциального сжатия между пластинами. При этом снизится величина тангенциального сжатия и радиальная реакция, воспринимаемая нажимными конусами и стяжной гайкой (болтом), т. е. упругая деформация и сила затяга стяжной гайки (болта) уменьшатся.

Таким образом, сила затяга гайки определяется максимально допустимым значением прогиба пластин в радиальном направлении с учетом центробежных сил пластин. Следовательно, для каждого типа коллектора существует определенная сила запрессовки, которую невозможно превысить предварительным сжатием в разрезных конусных кольцах и давлением на нажимной конус коллектора. Сила запрессовки, при которой достигается предел текучести материала пла-

стин, является предельной для данного типа коллектора. Дальнейшее увеличение силы затяга приведет лишь к увеличению пластических деформаций изгиба пластин и к уменьшению тангенциального сжатия между ними.

В приведенных выше рассуждениях предполагалось, что сила запрессовки ограничивается пределом текучести на изгиб средней части пластины, а ласточкины хвосты и конусные миканитовые манжеты не должны при этом разрушаться.

В коллекторах авиационных электрических машин большой мощности при максимальной окружной скорости вращения более 50 *м/сек* предусматривается такое давление пресса для затяжки гайки, что происходит пластический (остаточный) отгиб ласточкина хвоста до полного упора в изолированную втулку. В результате ласточкин хвост можно рассматривать как балку, зажатую в двух опорах, что в дальнейшем повышает ее прочность, так как напряжение в ней снижается в 4 раза по сравнению с консольной балкой. Разумеется, что аксиальное усилие, создаваемое прессом для пластической деформации ласточкиных хвостов, может превосходить максимально допустимое значение усилия натяга гайки из условия допустимой деформации средней части пластины, которая произойдет при сжатии внешнего конусного разрезного кольца.

Надо иметь в виду, что чрезмерное значение удельного тангенциального давления приводит к повышению напряжения во всех частях коллектора, что требует применения дорогих высокопрочных материалов.

Определим приближенное (завышенное) *значение среднего тангенциального удельного давления* на пластины исходя из допустимого напряжения на изгиб средней части пластины.

Удельное тангенциальное давление можно определить, рассматривая среднюю часть пластины как балку, опирающуюся по концам и нагруженную равномерно. В этом случае максимальное напряжение изгиба в средней части пластины определится выражением (см. гл. XIII, § 4)

$$\sigma_{п}=\frac{M}{W}=\frac{P_{р}l}{8W}=\frac{P_{р.\,а}+P_{ц}}{W}\frac{l}{8}\ [кг/см^2]. \tag{13.6}$$

Если момент сопротивления поперечного сечения пакета пластин представить в виде

$$W\approx 1{,}05R_{к0}k_{м}h^2\ [см^3], \tag{13.7}$$

вес пакета пластин и прокладок как

$$G=2\pi R_{к0}hl\gamma_{м}\left[k_{м}+(1-k_{м})\frac{\gamma_{и}}{\gamma_{м}}\right]\ [кг], \tag{13.8}$$

а радиальную силу, действующую на весь пакет пластины, в виде

$$P_{р}=P_{р.\,а}+P_{ц}=2\pi Fp_{а}+11{,}3R_{к0}G\left(\frac{n_{max}}{1000}\right)^2\ [кг], \tag{13.9}$$

то после несложных преобразований получим выражение для танген-

циального удельного давления между пластинами исходя из допустимой их деформации в следующем виде:

$$p_а \approx \frac{R_{к0} h k_м}{F} \left[\frac{4}{3} \frac{h}{l} \sigma_{п\,max} - 0{,}1 R_{к0} l \left(\frac{n_{max}}{1000} \right)^2 \right] [кг/см^2]. \quad (13.10)$$

При выводе (13.10) принято

$\gamma_м = 8{,}9$ $г/см^3$, $\gamma_и = 2{,}5$ $г/см^3$ и учтено, что $k_м \approx 0{,}8$.

Если принять предельно допустимое значение $\sigma_{п\,max} = 2600$ $кг/см^2$, то

$$p_{а\,max} \approx \frac{R_{к0} h k_м}{F} \left[3470 \frac{h}{l} - 0{,}1 R_{к0} l \left(\frac{n_{max}}{1000} \right)^2 \right] [кг/см^2]. \quad (13.11)$$

Максимально возможное значение тангенциального удельного давления можно достичь, допуская в пластине напряжение изгиба, равное пределу упругости, т. е. $\sigma_{п\,max} = 3800$ $кг/см^2 = \sigma_S$.

В этом случае

$$p_{а.\,пред} = \frac{R_{к0} h k_м}{F} \left[5070 \frac{h}{l} - 0{,}1 R_{к0} l \left(\frac{n_{max}}{1000} \right)^2 \right] [кг/см^2]. \quad (13.12)$$

Иногда при определении величины удельного давления исходят из того, чтобы при отрицательной температуре коллектора изоляционные прокладки под действием центробежной силы не смещались бы наружу. В этом случае необходимо обеспечить равенство

$$p_а \left(\frac{\beta}{E_м} + \frac{\delta_i}{E_и} \right) = \vartheta_м (\beta \alpha_м + \delta_i \alpha_и) k_3. \quad (13.13)$$

Левая часть равенства представляет собою тангенциальное смятие пластины и прокладки под влиянием удельного тангенциального давления $p_а$, а правая часть — тангенциальное сжатие пластины и прокладки под влиянием снижения температуры на $\vartheta_м$. k_3—коэффициент, учитывающий центробежную силу прокладок и равный примерно 1,05.

После несложных преобразований получим

$$p_а = E_м \alpha_м \vartheta_м \frac{1 + \frac{1 - k_м}{k_м} \frac{\alpha_и}{\alpha_м}}{1 + \frac{1 - k_м}{k_м} \frac{E_м}{E_и}} k_3 \ [кг/см^2]. \quad (13.14)$$

Выражение (13.14) для удобства расчета представим в виде

$$p_а = 1{,}05 E_м \alpha_м \vartheta_м \frac{\zeta_\alpha}{f(k_м)} \ [кг/см^2], \quad (13.15)$$

где

$$f(k_м) = 1 + \frac{1 - k_м}{k_м} \frac{E_м}{E_и} \text{ и } \zeta_\alpha = 1 + \frac{1 - k_м}{k_м} \frac{\alpha_и}{\alpha_м}.$$

Изоляционные прокладки коллекторов авиационных машин выполняются обычно из слюды и полимеризованного коллекторного миканита, для которых модули упругости, соответственно, равны: $E_и = 1{,}5 \cdot 10^6$ *кг/см²* и $E_и = 0{,}2 \cdot 10^6$ *кг/см²*. Учитывая сказанное, на фиг. 13.24 и 13.25 построены кривые $f(k_м)$ для прокладок из слюды и миканита. Коэффициент линейного температурного сжатия меди $\alpha_м = 17 \cdot 10^{-6}$, а тот же коэффициент для слюдяных прокладок $\alpha_и$ исчезающе мал. Поэтому для слюды $\zeta_a \approx 1$.

При выводе уравнений (13.14) и (13.15) не учитывались тепловые деформации крепительных элементов коллектора, которые снижают необходимую величину p_a. Если учесть влияние деформации элементов коллектора коэффициентом 0,7, то получим

$$p_a = 0{,}735 E_м \alpha_м \vartheta_м \frac{\zeta_a}{f(k_м)} \quad [кг/см^2]. \qquad (13.16)$$

Если принять $k_м = 0{,}8$, $E_м = 1{,}2 \cdot 10^6$ *кг/см²*, $E_и = (1{,}5 \div 0{,}2) \times \times 10^6$ *кг/см²*, то $f(k_м) = 1 + 0{,}25(0{,}8 \div 6{,}0) = 1{,}2 \div 2{,}5$.

Учтя, кроме того, значение $\alpha_м = 17 \cdot 10^{-6}$ и $\alpha_и \approx 0$, получим

$$p_a \approx (12{,}5 \div 6{,}0)\, \vartheta_м \quad [кг/см^2]. \qquad (13.17)$$

Если принять, что температура коллектора в начале работы машины равна — 40°, то $\vartheta_м = 60°$ и из (13.17) удельное тангенциальное давление $p_a = 750$ *кг/см²* для коллектора, имеющего прокладки из слюды, и $p_a = 360$ *кг/см²* при миканитовых прокладках.

Таким образом, если исходить из монолитности коллектора при отрицательных температурах, не учитывая напряжения и деформацию коллекторной пластины, то величина удельного давления определится модулем упругости прокладки и разностью температур $\vartheta_м$, а от размеров коллектора практически не зависит.

§ 4. РАСЧЕТ МЕХАНИЧЕСКОЙ ПРОЧНОСТИ ЦИЛИНДРИЧЕСКОГО АРОЧНОГО КОЛЛЕКТОРА

Механический расчет состоит в определении:

1) сил, действующих на коллектор,
2) напряжений в коллекторной пластине;
3) напряжений растяжения в стяжной втулке (болтах);
4) напряжений смятия в изоляционных манжетах;
5) напряжений в конусных нажимных шайбах.

Попутно определяются усилия запрессовки коллектора.

Силы, действующие на коллектор

На коллектор действуют три вида сил:

а) центробежные силы, возникающие при вращении коллектора;

б) силы, вызванные затягом коллектора — зажимной гайкой, болтами или винтами;

в) силы, вызванные изменением теплового состояния коллектора, которые будут рассмотрены особо (см. гл. XIII, § 5).

а) Центробежная сила, развиваемая вращающимся пакетом коллекторных пластин и прокладок, определяется уравнением:

$$P_ц = \frac{G}{g}\,\omega R_i \approx 11{,}3GR_{к0}\left(\frac{n_{max}}{1000}\right)^2 \ [кг], \tag{13.18}$$

где G — вес пакета (на расчетной длине) коллекторных пластин и изоляционных прокладок,

$$G = 2\pi R_{к0}hl\gamma_м k_м\left[1 + \frac{1-k_м}{k_м}\frac{\gamma_и}{\gamma_м}\right] = 0{,}056R_{к0}hlk_м\zeta_м =$$

$$= \varphi_1(k_м)\,R_{к\,o}hl \ [кг]. \tag{13.19}$$

Здесь $\zeta_м = \left[1 + \frac{1-k_м}{k_м}\frac{\gamma_и}{\gamma_м}\right]$ — коэффициент, учитывающий вес прокладок по фиг. 13.20;

$\varphi_1(k_м) \approx 0{,}056k_м\zeta_м$ по фиг. 13.20;

$R_{к\,o} \approx R_i$ — радиус инерции (по центру тяжести поперечного сечения коллекторных пластин),

$$R_i = \frac{D_к - h}{2} + \frac{h}{6(D_к - h)} \approx \frac{D_к - h}{2} = R_{к\,o} \ [см]; \tag{13.20}$$

h и l — радиальная высота и расчетная длина пластины в *см*;

$\omega = \frac{\pi n}{30}$ — угловая скорость вращения в 1/*сек*;

n — скорость вращения в об/мин;

$k_м$ — коэффициент заполнения коллектора медью по среднему радиусу коллекторной пластины $R_{к\,o}$,

$$k_м = \frac{\beta}{\tau_{к\,o}} = \frac{\tau_{к0} - \delta_i}{\tau_{к\,o}} = 1 - \frac{\delta_i}{\tau_{к\,o}}. \tag{13.21}$$

Здесь β и $\tau_{к0}$ — ширина пластины и коллекторное деление по среднему радиусу в *см*;

δ_i — толщина изоляционной прокладки в *см*;

$\gamma_м = 8{,}9$ *г/см*^{3} и $\gamma_и = 2{,}5$ *г/см*^{3} — удельный вес меди и изоляции.

Центробежная сила пакета коллекторных пластин и прокладок может быть представлена в виде

$$P_ц \approx 0{,}63\zeta_м k_м F R_{к0}^2\left(\frac{n_{max}}{1000}\right)^2 \ [кг], \tag{13.22}$$

где F — полная или расчетная боковая поверхность пластины в *см*^{2}.

б) Сила арочного распора равна полному среднему тангенциальному давлению на одну боковую сторону пластины, т. е.

$$P_а = p_а F_п \ [кг], \tag{13.23}$$

где $p_а$ — удельное тангенциальное давление в *кг/см*^{2};

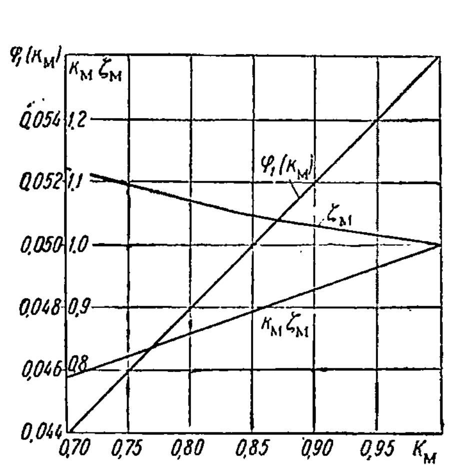
$F_п = hl$ — расчетная боковая поверхность пластины в *см*^{2}.

Силы арочного распора, действующие с двух сторон каждой пластины, образуют в результате геометрического сложения радиально направленные силы, оказывающие такое же влияние на крепление коллектора (фиг. 13. 21), как и центробежные силы.

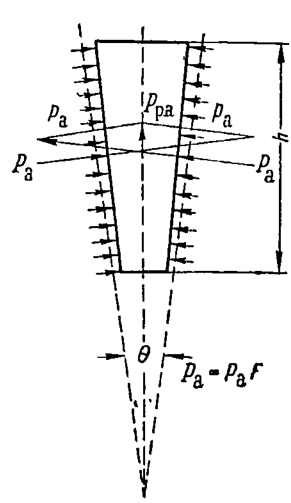
Радиальная сила от арочного распора одной пластины

$$P'_{\text{р. а}} = 2P_{\text{а}} \sin \frac{\theta}{2} = 2P_{\text{а}} \sin \frac{\pi}{K} \approx 2P_{\text{а}} \frac{\pi}{K} \ [кг], \qquad (13.24)$$

где $\theta = \frac{2\pi}{K}$ — угол, соответствующий коллекторному делению.



Фиг. 13. 20. К расчету прочности коллектора.



Фиг. 13. 21. Радиальная составляющая сила $P_{\text{р.а}}$ тангенциального давления $p_{\text{а}}$.

Радиальная сила от арочного распора всех пластин в К раз больше

$$P_{\text{р. а}} = \text{К}2P_{\text{а}} \sin \frac{\pi}{\text{К}} \approx 2P_{\text{а}}\pi = 2\pi F p_{\text{а}} \ [кг]. \qquad (13.25)$$

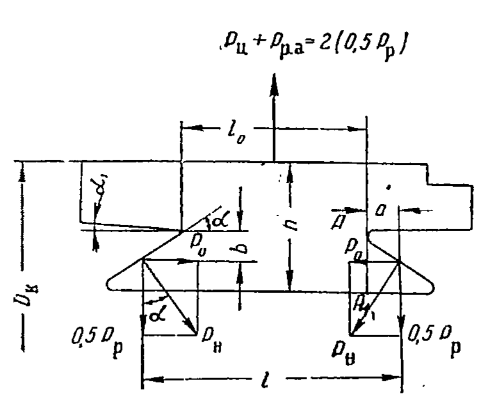
Конусные нажимные шайбы должны развивать силы, уравновешивающие совместное действие центробежных сил и радиальных сил арочного распора, т. е.

$$P_{\text{р}} = P_{\text{ц}} + P_{\text{р. а}}.$$

Эти силы возникают в шайбе под действием осевого усилия стяжных болтов или поджимающей гайки.

Конусные нажимные шайбы передают давление на ласточкины хвосты, образуя нормальную реакцию $P_{\text{н}}$ (фиг. 13. 22), приложенную в середине длины поверхности соприкосновения конусной шайбы и ласточкина хвоста. Нормальную реакцию $P_{\text{н}}$ разлагают на *радиальную* составляющую $0{,}5P_{\text{р}}$, направленную к оси коллектора и

равную на каждой стороне коллектора половине радиальной силы пакета пластины (следовательно, радиальная сила, образованная стягивающими шайбами, уравновешивает радиальную силу пакета пластин, т. е. $2(0{,}5P_р) = P_ц + P_{р.а})$, а также *осевую* составляющую $P_о$, равную силе, которую образуют стягивающие конусные шайбы.



Фиг. 13.22. Силы, действующие на пластину.

Таким образом, если учесть трение нажимного конуса по миканитовой манжете, то радиальная составляющая реакции на весь коллектор, выраженная через осевую силу $P_о$, будет

$$\frac{1}{2}P_р = \frac{P_о}{\operatorname{tg}(\alpha+\beta)},$$

где β — угол трения, равный примерно 8°, что соответствует коэффициенту трения между сталью и миканитом $\mu = 0{,}14$.

Радиальная сила, действующая на пакет пластин, будет

$$P_р = \frac{2P_о}{\operatorname{tg}(\alpha+\beta)}, \tag{13.26}$$

откуда осевая сила

$$P_о = 0{,}5P_р \operatorname{tg}(\alpha+\beta). \tag{13.27}$$

Если пренебречь трением, то в последних формулах принимают $\beta = 0$.

Напряжения в коллекторной пластине

Коллекторная пластина состоит из трех элементов: средней части пластины, двух консолей и двух хвостовиков.

Для упрощения механический расчет каждого элемента пластины обычно производят отдельно.

А. Упрощенный метод расчета коллекторной пластины. В этом случае среднюю часть пластины рассматривают как балку, опирающуюся по концам и нагруженную распределенной равномерной радиальной силой; консоли — как балки, зажатые в одном конце и свободные в другом и нагруженные равномерно распределенной силой; хвосты рассматриваются как консольные балки, нагруженные сосредоточенной силой, приложенной в середине длины опорной поверхности.

а) *Напряжение в середине длины пластины* определяется без учета того, что при прогибе пластины она несколько разгружается. Максимальное напряжение изгиба в середине пластины из (13.6)

$$\sigma_п = \frac{M}{W} = \frac{0{,}119}{k_м}\frac{P_р l}{R_{к.о} h^2} \ [кг/см^2], \tag{13.28}$$

где $M = \frac{P_p l}{8}$ [*кгсм*] — максимальный изгибающий момент;

$W = \frac{\beta K h^2}{6} = \frac{\tau_{к.о} k_м K h^2}{6} = \frac{\pi R_{к.о} k_м h^2}{3}$ [*см*^{3}] — момент сопротивления площади поперечного сечения пластины;

h — высота коллекторной пластины в *см*;

β и $\tau_{к0}$ — толщина пластины и коллекторное деление по середине высоты пластины (на среднем радиусе $R_{к0}$) в *см*;

l — расстояние между точками приложения сил в *см*.

Для кадмиевой коллекторной меди

$$\sigma_B = 5000\ кг/см^2,\quad \sigma_S = 3300\ кг/см^2 \text{ и } \sigma_{п\,max} \leqslant 2600\ кг/см^2.$$

б) *Напряжение в консольной части пластины.* На консоль действует центробежная сила ее веса $P_{ц.к}$ и радиальная составляющая сила тангенциального сжатия пластин, соответствующая боковой поверхности пластин консоли $F_к$. Центробежная сила консоли

$$P_{ц.к} = 11{,}3 G_к R_{к о к} \left(\frac{n_{max}}{1000}\right)^2 \ [кг]. \tag{13.29}$$

Вес пакета пластин и прокладок консоли

$$G_к = 2\pi R_{к о к} \gamma_м F_к k_{м.к} \left[1 + \frac{1 - k_{м.к}}{k_{м.к}} \frac{\gamma_п}{\gamma_м}\right] \approx 0{,}056 R_{к о к} F_к k_{м.к} \zeta_{м.к} =$$

$$= \varphi_1 (k_{м.к}) R_{к о к} F_к \ [кг], \tag{13.30}$$

где $R_{к о к}$ — консоли,

$$R_{к о к} \approx \frac{D_к - h_к}{2};$$

$\zeta_{м.к} = 1 + \frac{1 - k_{м.к}}{k_{м.к}} \frac{\gamma_п}{\gamma_м} \approx 1 + 0{,}28 \frac{1 - k_{м.к}}{k_{м.к}}$ учитывает вес прокладок по фиг. 13.20;

$k_{м.к}$ — коэффициент заполнения консоли медью $k_{м.к} > k_м$;

$\varphi_1 (k_{м.к})$ — по фиг. 13.20;

$l_к$, $h_к$ и $F_к$ — длина, высота и боковая поверхность консоли.

Учитывая выражение для $G_к$, получим приближенно

$$P_{ц.к} \approx 0{,}67 k_{м.к} F_к R^2_{к о к} \left(\frac{n_{max}}{1000}\right)^2 \ [кг]. \tag{13.31}$$

Радиальная составляющая тангенциального сжатия пластин, приходящихся на консоль,

$$P_{р.а.к} = P_{р.а} \frac{F_к}{F} = 2\pi p_а F \frac{F_к}{F} = 2\pi p_а F_к. \tag{13.32}$$

Максимальное напряжение изгиба в сечении заделки консоли от центробежной силы

$$\sigma_{к.ц} = \frac{P_{ц.к}}{W_к} \frac{l_к}{2} \approx 0{,}32 \frac{F_к l_к}{h^2_к} R_{к о к} \left(\frac{n_{max}}{1000}\right)^2 \ [кг/см^2]. \tag{13.33}$$

Максимальное напряжение изгиба в сечении заделки консоли от сил тангенциального сжатия

$$\sigma_{к.\,а}=\frac{2\pi p_а F_к}{W_к}\frac{l_к}{2}=3p_а\frac{l_к^2}{k_{м.к}h_к R_{к\,о\,к}}\ [кг/см^2]. \qquad (13.34)$$

Отметим, что в действительности вследствие податливости элементов коллектора напряжение $\sigma_{к.а}$ будет значительно меньше. Полное максимальное напряжение изгиба в сечении заделки консоли

$$\sigma_{к\,max}=\sigma_{к.\,ц}+\gamma\sigma_{к.\,а}\ [кг/см^2], \qquad (13.35)$$

где $\gamma<1$.

Здесь момент сопротивления пластин в сечении заделки консоли

$$W_к=\frac{2\pi R_{к\,о\,к}k_{м.\,к}h_к^2}{6}\approx 1{,}05k_{м.\,к}R_{к\,о\,к}h_к^2\ [см^3].$$

В авиационных генераторах предварительно можно принимать

$$\sigma_{к\,max}\approx(1{,}8\div 2{,}0)\ \sigma_{к.\,ц}.$$

в) *Напряжения в ласточкиных хвостах.* Под влиянием радиальной силы $0{,}5P_р$, находящейся на расстоянии a от опасного сечения AA_1, хвост пластины отгибается. При этом возникает напряжение растяжения в точке A и напряжение сжатия в точке A_1. Обычно находят напряжение сжатия в точке A_1, так как напряжение растяжения в точке A трудно определимо вследствие закругления в нем.

Изгибающий момент в сечении AA_1 на пакет пластин

$$M_x=0{,}5P_р a. \qquad (13.36)$$

Сила $0{,}5P_р$ приложена посредине опорной поверхности конуса нажимной шайбы.

Момент сопротивления сечения AA_1

$$W_x=\frac{\beta_x h_x^2 К}{6}\ [см^3], \qquad (13.37)$$

где h_x — высота ласточкина хвоста в *см*;

β_x — средняя толщина пластины по сечению AA_1 в *см*.

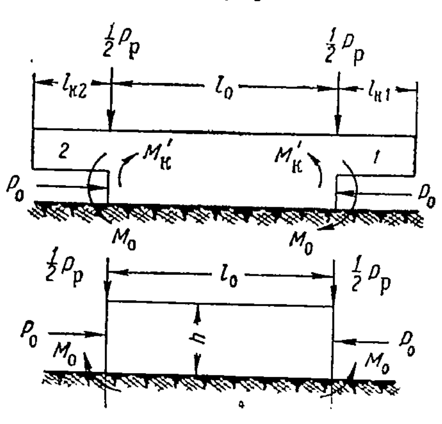
Сжимающее напряжение в точке A_1 (консольная балка)

$$\sigma_x=\frac{M_x}{W_x}=\frac{P_р}{2}a\frac{6}{К\beta_x h_x^2}=3\frac{aP_р}{К\beta_x h_x^2}\ [кг/см^2]. \qquad (13.38)$$

$\sigma_{x\,max}$ не должно превосходить $2600\div 2800$ *кг/см²*. При малом числе коллекторных пластин общая жесткость коллектора вследствие уменьшения числа слюдяных прокладок выше, и величина $\sigma_{x\,max}$ может быть принята большей.

Б. Уточненный метод расчета коллекторной пластины. Напряжение изгиба в пластине определяется как в балке, лежащей на сплошном упругом основании, жесткость кото-

рой равна $K_к$. Средняя часть пластины и консоли *1* и *2* имеют разные моменты инерции и разную жесткость эквивалентного упругого основания. Для упрощения задачи рассматриваем независимо деформации и напряжения, возникающие в консолях и в средней части пластины. Консоли разгружают среднюю часть пластины, $M_к$ направлено против M_0, что можно учесть, принимая реактивный изгибающий момент M_0 равным 0,8 от действительного значения. В последнем случае средняя часть может быть рассчитана как балка с постоянным моментом инерции J, лежащей на упругом основании, нагруженная радиальными силами $\frac{1}{2}P_р$, осевыми сжимающими силами P_0 и реактивным моментом M_0 (фиг. 13. 23). Консоли рассчитываются как балки с постоянным моментом инерции $J_к$, с одним заделанным концом, лежащим на сплошном упругом основании, жесткость которого $K'_к$. Нагрузка на консоль образуется запрессовкой коллектора, в результате которой заделанный конец консоли как бы вдавлен в упругое основание на величину y_0, равную радиальному сжатию коллектора в конусном разрезном кольце. Величина y_0 связана с удельным тангенциальным давлением $p_а$ уравнением



Фиг. 13. 23. Расчетная схема средней части пластины как балки, лежащей на сплошном упругом основании. Балка с постоянным моментом инерции J нагружена по концам радиальными силами $\frac{1}{2}P_р$, осевыми сжимающими силами P_0 и реактивным моментом $M_0 = \frac{1}{2}P_р \cdot a + P_0 \cdot b$. (Реактивным моментом консоли $M_к = \frac{1}{2} l_к 2\pi P_а F_к$ пренебрегается).

$$P_{р.а} = 2\pi F p_а = K_к y_0, \tag{13.39}$$

где F — полное боковое сечение пластины в *см²*;

$K_к$ — жесткость средней части коллекторной пластины,

$$K_к = \frac{h}{D_{к0}} \frac{4\pi E_м}{k_м + (1 - k_м)\frac{E_м}{E_и}} = \frac{h}{D_{к0}} f_2(k_м)\, 10^6, \tag{13.40}$$

где $f_2(k_м)$ — по фиг. 13. 24 и 13. 25 для отношения $\frac{E_м}{E_и} = 0{,}8$ и 6;

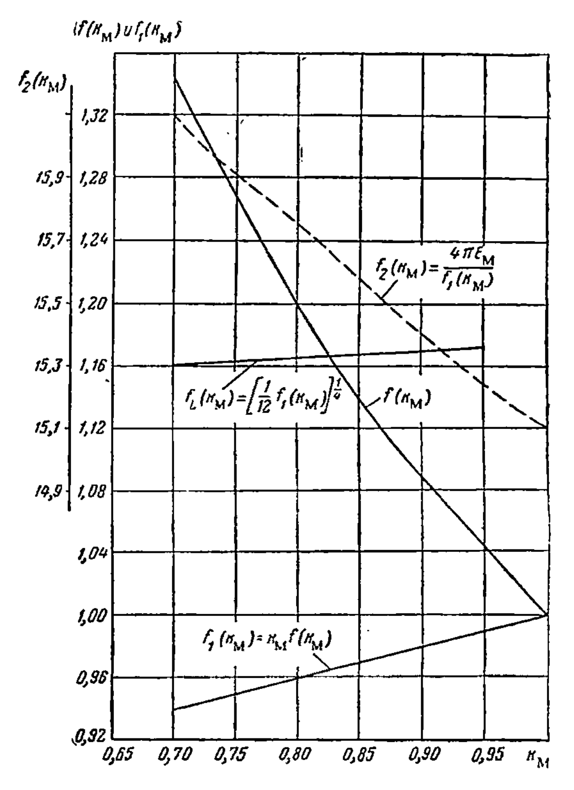
$D_{к0}$ — диаметр по центру тяжести средней части поперечного сечения коллекторной пластины.

Величина начального радиального сжатия коллектора y_0 определяется жесткостью средней части пластины $K_к$, так как ласточкины хвосты протачиваются после запрессовки пластин в разрезных конусных кольцах, когда коллектор уже получил радиальную осадку y_0.

а) *Напряжение в средней части коллекторной пластины.* Дифференциальное уравнение изогнутой балки, лежащей на сплошном упругом основании, будет

$$E_{м}J\frac{d^4y}{dx^4}+K_{к}y=F(x), \qquad (13.41)$$

где $F(x)$ — нагрузка от внешних сил, отнесенная к единице длины балки;



Фиг. 13.24. Коэффициенты, учитывающие влияние изоляционных прокладок на величину деформации коллектора при $\frac{E_м}{E_к}=\frac{1,2\cdot10^6}{1,5\cdot10^6}=0,8$ (изоляционная прокладка — слюда).

$E_м$ и J — модуль упругости и момент инерции всех коллекторных пластин. В результате решения этого уравнения получим выражение для максимального изгибающего момента в средней части пластины при осевой силе запрессовки $P_о$

$$M_{max}=P_о\psi_п, \qquad (13.42)$$

где функция

$$\psi_{п}=SA_1\left(\frac{\lambda}{2}\right)+\frac{L}{\operatorname{tg}(\alpha+\beta)}A_2\left(\frac{\lambda}{2}\right)-4\left[S_1A_3\left(\frac{\lambda}{2}\right)+S_2A_4\left(\frac{\lambda}{2}\right)\right]. \quad (13.43)$$

Функция $\psi_{п}$ определяется в следующем порядке.

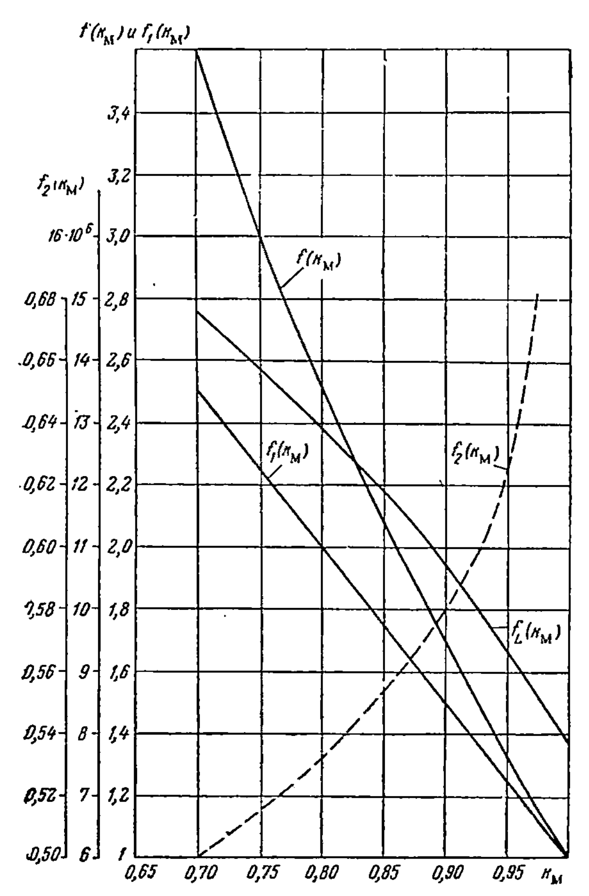
Параметр λ — приведенная длина средней части коллектора

$$\lambda=\frac{l_0}{L} \text{ и } 0{,}5\lambda=0{,}5\frac{l_0}{L}, \quad (13.44)$$

где

$$L=\sqrt{D_{к\,о}h}\sqrt[4]{\frac{k_{м}}{12}\left[k_{м}+(1-k_{м})\frac{E_{м}}{E_{н}}\right]}=\sqrt{D_{к0}h}\,f_L(k_{м}), \quad (13.45)$$

$f_L(k_{м})$ определяется по фиг. 13.24 и 13.25.



Фиг. 13.25. Коэффициенты, учитывающие влияние изоляционных прокладок на величину деформации коллектора при $\frac{E_{м}}{E_{н}}=\frac{1{,}2\cdot10^6}{0{,}2\cdot10^6}=6$ (изоляционная прокладка — миканит).

Коэффициенты при функциях $A\left(\frac{\lambda}{2}\right)$:

$$S = \frac{a}{\operatorname{tg}(\alpha+\beta)} + b,$$

где значения a и b — из фиг. 13. 18.;

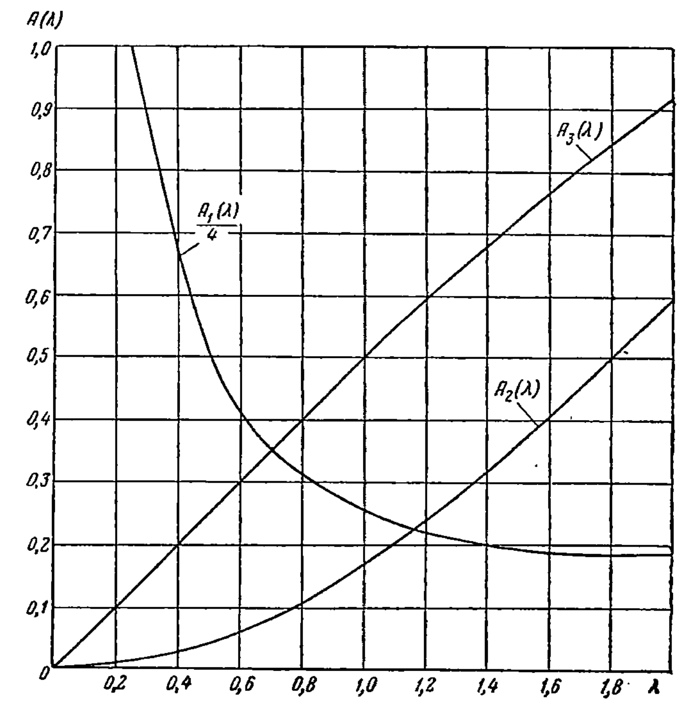
$$S_1 = 0{,}5\left[\frac{L}{\operatorname{tg}(\alpha+\beta)}\,\frac{\operatorname{ch}\lambda + \cos\lambda}{\operatorname{sh}\lambda + \sin\lambda} + S\,\frac{\operatorname{sh}\lambda - \sin\lambda}{\operatorname{sh}\lambda + \sin\lambda}\right] =$$

$$= 0{,}5\left[\frac{L}{\operatorname{tg}(\alpha+\beta)}\,A_1(\lambda) + SA_2(\lambda)\right];$$

$$S_2 = -\left[\frac{0{,}5L}{\operatorname{tg}(\alpha+\beta)}\,\frac{\operatorname{sh}\lambda - \sin\lambda}{\operatorname{sh}\lambda + \sin\lambda} + S\,\frac{\operatorname{ch}\lambda - \cos\lambda}{\operatorname{sh}\lambda + \sin\lambda}\right] =$$

$$= -\frac{0{,}5L}{\operatorname{tg}(\alpha+\beta)}\,A_2(\lambda) - SA_3(\lambda),$$

где $A_1(\lambda)$, $A_2(\lambda)$ и $A_3(\lambda)$ определяют по фиг. 13. 26.



Фиг. 13. 26. К расчету изгибающего момента в средней части пластины. Функция А по аргументу λ.

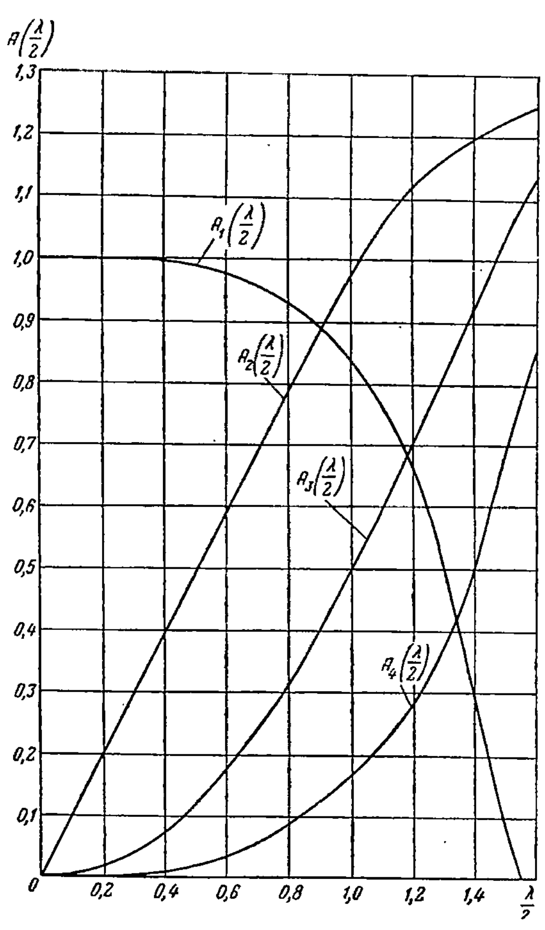
Функция для аргумента 0,5λ определяется по фиг. 13.27 или

$$A_1\left(\frac{\lambda}{2}\right)=\operatorname{ch}\left(\frac{\lambda}{2}\right)\cos\left(\frac{\lambda}{2}\right),$$

$$A_2\left(\frac{\lambda}{2}\right)=0{,}5\left(\operatorname{ch}\frac{\lambda}{2}\sin\frac{\lambda}{2}+\operatorname{sh}\frac{\lambda}{2}\cos\frac{\lambda}{2}\right),$$

$$A_3\left(\frac{\lambda}{2}\right)=0{,}5\operatorname{sh}\frac{\lambda}{2}\sin\frac{\lambda}{2},$$

$$A_4\left(\frac{\lambda}{2}\right)=0{,}25\left[\operatorname{ch}\frac{\lambda}{2}\sin\frac{\lambda}{2}-\operatorname{sh}\frac{\lambda}{2}\cos\frac{\lambda}{2}\right].$$



Фиг. 13.27. К расчету изгибающего момента в средней части пластины. Функция A по аргументу 0,5 λ.

Зная момент, определим максимальное напряжение изгиба в средней части пластины неподвижного коллектора при осевой силе запрессовки P_o:

$$\sigma_{п1} = \frac{M_{max}}{W} = P'_o \frac{\psi_п}{W}. \qquad (13.46)$$

Пользуясь (13.46), определим максимально возможную величину осевой силы запрессовки коллектора исходя из прочности его пластин—

$$P'_o = \sigma_{п\,max} \frac{W}{\psi_п}. \qquad (13.47)$$

Индекс «1» поставлен для отличия величин, получаемых при точном расчете, от полученных упрощенным способом.

$\sigma_{п\,max}$ для кадмиевой коллекторной меди может быть принято равным 2600 *кг/см²*, момент сопротивления W и параметр $\psi_п$ определяются по размерам коллектора.

Удельное тангенциальное давление, полученное из условия допустимого прогиба пластины неподвижного коллектора,

$$p'_a = \frac{P'_o}{\pi F \operatorname{tg}(\alpha+\beta)}. \qquad (13.48)$$

Средняя начальная величина осадки коллектора

$$y_0 = \frac{P_{р.а}}{K_к l_0} = \frac{2P'_o}{K_к l_o \operatorname{tg}(\alpha+\beta)}. \qquad (13.49)$$

Максимальная величина осадки коллектора

$$y_{max} = P'_o S_1 \frac{L^2}{E_м J}. \qquad (13.50)$$

Напряжение изгиба в средней части пластины при вращении коллектора:

от центробежных сил —

$$\sigma_{п.\,ц} = \frac{P_ц l}{8W}; \qquad (13.51)$$

от арочного распора с учетом деформации крепительных элементов коллектора —

$$\sigma_{п.\,а} = \sigma_{п1} \frac{P'_{о.\,ц}}{P'_о} = \sigma_{п1}\left(1 - \frac{P_ц}{2P'_о}\zeta''_ц\right) = \left(P'_о - \frac{P_ц}{2}\zeta''_ц\right)\frac{\psi_п}{W}, \qquad (13.52)$$

где $P'_{о.ц}$ — осевое усилие затяга с учетом центробежных сил;

$$\zeta''_ц = \frac{1 + \dfrac{(\lambda_ш + \lambda_и)(\lambda_т + \lambda_м)}{\lambda_в(\lambda_ш + \lambda_и + \lambda_т + \lambda_м)}}{1 + \dfrac{\lambda_т + \lambda_м}{\lambda_в}}, \qquad (13.53)$$

$\zeta_{ц}$ — коэффициент уменьшения сил арочного распора под влиянием деформации крепительных элементов коллектора;

$\lambda_{м}$ — осевая податливость пластинки;

$\lambda_{в}$ — податливость стяжной втулки;

$\lambda_{и}$ — податливость изоляционных конусов;

$\lambda_{ш}$ — податливость конусной шайбы;

$\lambda_{т}$ — податливость коллектора от тангенциального сжатия пластин и прокладок (выражения для определения податливостей будут даны ниже).

Полное максимальное напряжение изгиба

$$\sigma_{п}=\sigma_{п.\,ц}+\sigma_{п.\,а}=\frac{P_{ц}l}{8W}+\frac{\psi_{п}}{W}(P'_{о}-0{,}5P_{ц}\zeta''_{ц})\ [кг/см^2]. \qquad (13.54)$$

б) *Напряжение в консольной части коллекторной пластины.* На консоли действуют центробежная сила ее веса и радиальная сила тангенциального сжатия пластин. Центробежная сила увеличивает диаметр консоли, в результате чего снижается радиальная нагрузка от сил арочного распора.

Изогнутая ось консоли может быть представлена уравнением

$$E_{м}J_{к}\frac{d^4y}{dx^4}+K'_{к}y=-P_{ц.\,к}, \qquad (13.55)$$

где эквивалентная жесткость упругого основания консоли

$$K'_{к}=\frac{h_{к}}{K}\,\frac{4\pi^2E_{м}}{\beta_{к}+\delta_{l}\dfrac{E_{м}}{E_{и}}}=\frac{h_{к}}{D_{к\,о\,к}}f_2(k_{м.\,к}),$$

$f_2(k_{м.\,к})$ — определяется по фиг. 13.24 и 13.25.

Перед $P_{ц.к}$ стоит знак минус, так как положительное направление прогиба и центробежная сила направлены в противоположные стороны.

Максимальное напряжение изгиба в сечении заделки консоли при $n=0$:

$$\sigma_{к.\,а}=\frac{M_{к\,max}}{W_{к}}=\frac{E_{м}J_{к}}{W_{к}}\psi_{к1}=\frac{E_{м}h_{к}}{2}\psi_{к1}. \qquad (13.56)$$

Перерезывающая сила в том же сечении, равная сумме радиальных нагрузок на консоль, будет

$$P'_{р.\,к}=E_{м}J_{к}\psi_{к2}=\frac{E_{м}W_{к}h_{к}}{2}\psi_2\approx 0{,}63k_{м.\,к}R_{к\,о\,к}h_{к}^3\psi_{к2}10^6\ [кг], \qquad (13.57)$$

где момент сопротивления консоли в сечении заделки

$$W_{к}\approx 1{,}05k_{м.\,к}R_{к\,о\,к}h_{к}^2\ [см^3],$$

$$E_{м}=1{,}2\cdot 10^6\ [кг/см^2].$$

Функции $\psi_{к1}=A_1(\lambda_{к})\dfrac{y'}{L_{к}^2}$ и $\psi_{к2}=A_2(\lambda_{к})\dfrac{y'}{L_{к}^3}$

при $n=0$ определяются в следующем порядке.

Параметр $\lambda_к$ — приведенная длина консоли,

$$\lambda_к = \frac{l_к}{L_к},$$

где

$$L_к = \sqrt{D_{кок} h_к} \sqrt[4]{\frac{k_{м.к}}{12}\left[k_{м.к} + (1 - k_{м.к})\frac{E_м}{E_н}\right]} =$$

$$= \sqrt{D_{кок} h_к} f_L(k_{м.к}); \qquad (13.58)$$

здесь $f_L(k_{м.к})$ определяется по фиг. 13.24 и 13.25.

Функции

$$A_1(\lambda_к) = \frac{\operatorname{sh}^2 \lambda_к + \sin^2 \lambda_к}{0,5(\operatorname{sh}^2 \lambda_к + \sin^2 \lambda_к) - \operatorname{ch}^2 \lambda_к}$$

и

$$A_2(\lambda_к) = -2\frac{\operatorname{ch} \lambda_к \operatorname{sh} \lambda_к + \cos \lambda_к \sin \lambda_к}{0,5(\operatorname{sh}^2 \lambda_к + \sin^2 \lambda_к) - \operatorname{ch}^2 \lambda_к}$$

— по фиг. 13.28.

Радиальная осадка коллектора у основания консоли с учетом изменения силы запрессовки при снятии конусных колец

$$y' = P_0' y_{max} \frac{(\sum \lambda + 0,5\lambda_т) \operatorname{tg} \alpha}{2y_{max} + P_0' \operatorname{tg} \alpha (\sum \lambda - \lambda_т)} \sqrt{1 + \frac{\frac{2y_{max}}{P_0 \operatorname{tg} \alpha} - \lambda_т}{\sum \lambda}} \ [см], \qquad (13.59)$$

где $P_0' = \pi F p_a' \operatorname{tg}(\alpha + \beta)$ — сила затяга шайбы (болтов) в *кг*;

$\sum \lambda$ — суммарная податливость коллектора в осевом направлении в *см/кг*;

y_{max} — из расчета средней части пластины по (13.50).

Максимальные полные напряжения изгиба в сечении заделки консоли при вращении коллектора

$$\sigma_{к\,max} = \sigma_{к.а} + \sigma_{к.ц}, \qquad (13.60)$$

где $\sigma_{к.ц}$ — напряжение изгиба в консоли от центробежной силы без учета уменьшения сил арочного распора при вращении коллектора,

$$\sigma_{к.ц} = \frac{P_{ц.к} l_к}{2W_к} \approx 0,32 R_{кок} \frac{F_к l_к}{h_к^2} \left(\frac{n_{max}}{1000}\right)^2 \ [кг/см^2]. \qquad (13.61)$$

в) *Напряжения в ласточкиных хвостах.* Исходим из того, что реакция опор $P_н$ на поверхности соприкосновения приложена в одной точке посредине длины a_1. Нормальная реакция с учетом трения между нажимным конусом и миканитовой манжетой при радиальном усилии запрессовки на одну сторону $0,5P_р = 0,5P_{р.а}$ и неподвижном коллекторе

$$P_н = \frac{0,5P_р'}{\cos(\alpha + \beta)} \cos \beta. \qquad (13.62)$$

Максимальное скалывающее напряжение имеет место в сечении, которое расположено к опорной поверхности под углом $\left(90^\circ - \frac{\alpha}{2}\right)$.

При этом максимальное скалывающее напряжение можно выразить как

$$\tau_{max} = 1,5 \frac{P_н}{К\beta_x h_x} \cos^2 \frac{\alpha}{2} = 0,75 \frac{\cos^2 \frac{\alpha}{2} \cos\beta}{\cos(\alpha+\beta)} \frac{P'_р}{К\beta_x h_x} =$$

$$= \rho \frac{P'_р}{К\beta_x h_x} \; [кг/см^2]; \qquad (13.63)$$

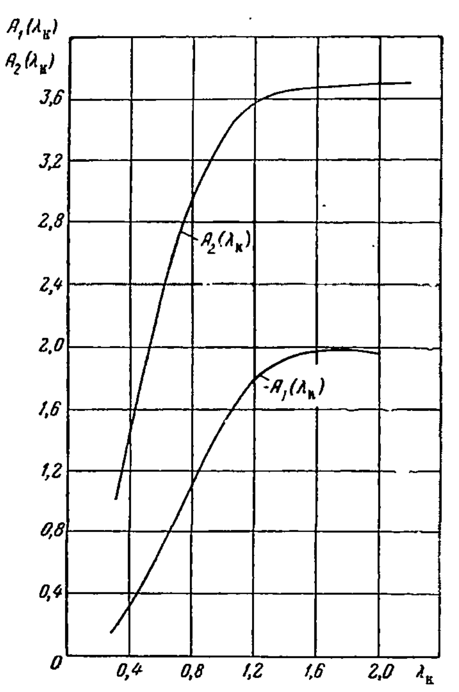
здесь

$\rho = 0,855$ при $\alpha = 28^\circ$,

$\rho = 0,88$ „ „ 30°,

$\rho = 1,14$ „ „ 45°.

Во всех случаях $\beta = 8^\circ$.



Фиг. 13.28. Функции $A_1(\lambda_к)$ (нижняя кривая) и $A_2(\lambda_к)$ для расчета консоли коллекторной пластины.

Фиг. 13.29. Расчетные коэффициенты ψ_{x-} и ψ_{x+}.

Максимальные напряжения растяжения в точке A и сжатия в точке A_1 соответственно равны:

$$\sigma_{x+} = 0,635 \frac{P'_р}{К\beta_x h_x} \psi_{x+} \quad и \quad \sigma_{x-} = 0,635 \frac{P'_р}{К\beta_x h_x} \psi_{x-}, \qquad (13.64)$$

где

$$\psi_{x+} \text{ и } \psi_{x-} = f\left(\frac{c}{2h_x}\right) \text{— по фиг. 13.29.}$$

Во вращающемся коллекторе, предварительно затянутом с осевой силой $P_о$, под влиянием центробежной силы осевая сила затяга возрастает до значения $P_{о.ц}$:

$$P'_{о.ц} = P'_о + 0,5P_ц\zeta'_ц$$

и

$$\frac{P'_{о.ц}}{P'_о} = 1 + \frac{P_ц}{2P'_о}\zeta'_ц. \qquad (13.65)$$

Радиальная составляющая опорной реакции $P'_{р.ц}$, нагружающая хвосты пластин, пропорциональна осевой силе затяга и, следовательно,

$$P'_{р.ц} = P'_р \frac{P'_{о.ц}}{P'_о}$$

и

$$\frac{P'_{р.ц}}{P'_р} = 1 + \frac{P_ц}{2P'_о}\zeta'_ц. \qquad (13.66)$$

Максимальные напряжения скалывания τ_{max}, растяжения σ_+ и сжатия σ_- с учетом центробежных сил возрастут в $\left(1 + \frac{P_ц}{2P_о}\zeta'_ц\right)$ раз.

Здесь $P_ц$ — центробежная сила пакета пластин и прокладок коллектора;

$\zeta'_ц$ — коэффициент, учитывающий увеличение силы затяга от центробежных сил вращающегося коллектора,

$$\zeta'_ц = \frac{1}{\left(1 + \frac{\lambda_ш + \lambda_к}{\lambda_т + \lambda_м}\right)\left(1 + \frac{\lambda_в}{\lambda_т + \lambda_м}\right)} < 1,0. \qquad (13.67)$$

Напряжение растяжения в стяжной втулке (болтах)

Если стяжные болты (шпильки) затянуты одинаково, то напряжение растяжения определится уравнением

$$\sigma_в = \frac{P_о}{S_в} = \frac{P_р \operatorname{tg}(\alpha+\beta)}{2S_в} \ [кг/см^2]. \qquad (13.68)$$

Обозначив число и внутренний диаметр нарезки стяжных болтов (шпилек) соответственно m и d_0, получим полное их сечение

$$S_в = \frac{\pi d_0^2}{4} m \quad [см^2]. \qquad (13.69)$$

Диаметр болта по внутренней нарезке

$$d_0 \approx 1,13 \sqrt{\frac{P_0}{m\sigma_в}} \approx 0,8 \sqrt{\frac{P_р \operatorname{tg}(\alpha+\beta)}{m\sigma_в}} \ [см]. \qquad (13.70)$$

При креплении стяжной втулкой $S_в$— минимальное поперечное сечение втулки,

$$S_в = \frac{\pi}{4}(D^2_{в.н} - D^2_{в.в}) \ [см^2], \tag{13.71}$$

где $D_{в.н}$ и $D_{в.в}$ — наружный и внутренний диаметры втулки в *см* (см. фиг. 13. 9 и 13. 18).

В длинных коллекторах при большой окружной скорости необходимо учитывать изгибающие напряжения от центробежной силы самого болта (втулки). Однако в авиационных машинах эти добавочные напряжения малы и ими обычно пренебрегают.

$\sigma_{в\,max}$ не должно превосходить $0{,}8\sigma_S$, т. е. $\sigma_{в\,max} \leqslant 0{,}8\sigma_S$. Стяжные втулки авиационных генераторов выполняются из стали 30ХГСА, для которой $\sigma_B = 13\,000$ *кг/см²* и $\sigma_S = 11\,000$ *кг/см²*.

Напряжение смятия в изоляционных манжетах

Поверхность прилегания коллекторной пластины к изоляционным миканитовым манжетам воспринимает радиальные силы пластины— центробежную и арочного распора. На одну миканитовую манжету приходится сила, равная

$$P_{н.м} = \frac{0{,}5P_р}{\cos\alpha} = \frac{P_о}{\cos\alpha \operatorname{tg}(\alpha+\beta)} \ [кг]. \tag{13.72}$$

Поверхность прилегания (см. фиг. 13. 18) равна

$$F_{н.м} = \pi D_в k_{м.х} a_1 = K\beta_х a_1 \ [см^2], \tag{13.73}$$

где $D_в$ — диаметр точки приложения силы;
$\beta_х$ — средняя ширина пластины в части ласточкина хвоста;
a_1 — ширина линии прилегания миканитовой манжеты;
$k_{м.х}$ — коэффициент заполнения ласточкина хвоста медью.

Напряжение смятия или удельное давление пластин на миканитовую манжету равно

$$\sigma_{н.м} = \frac{P_н}{F_{н.м}} = \frac{P_р}{2\pi D_в k_{м.х} a_1 \cos\alpha} = \frac{P_р}{2K\beta_х a_1 \cos\alpha} =$$

$$= \frac{P_о}{K\beta_х a_1 \cos\alpha \operatorname{tg}(\alpha+\beta)} \ [кг/см]. \tag{13.74}$$

Для миканита обычно $\sigma_{н.м} \leqslant 800$ *кг/см²*; в авиационных машинах допускают $\sigma_{н.м}$ до 2000 *кг/см²*.

Напряжения в конусных нажимных шайбах

Нажимные шайбы подвергаются воздействию радиальных сил, включая центробежную силу самой шайбы. Эти силы не приложены в центре тяжести шайбы и поэтому они обусловливают наряду с напряжением прямого растяжения и напряжения от выкручивания кольца изнутри наружу моментами M (фиг. 13. 30).

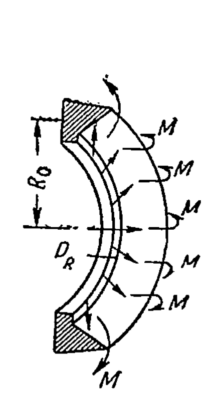
Центробежной силой шайбы $P_{ц.ш} = \frac{G_ш}{g}\omega^2 R_0$, приложенной по окружности, проходящей через центр тяжести шайбы, обычно пренебрегают.

а) *Напряжение растяжения нажимных шайб.* Растягивающее напряжение для любого волокна, расположенного на расстоянии y от оси центра тяжести x (фиг. 13. 31), равно

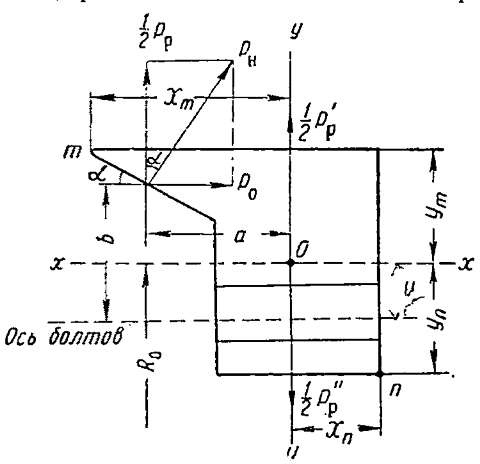
$$\sigma'_ш = \frac{0{,}5P_р}{2\pi S_ш}\frac{R_0}{R_0 \pm y}\ [кг/см^2], \tag{13.75}$$

где $S_ш$ — площадь сечения шайбы в $см^2$;

R_0 — радиус центра тяжести шайбы в *см*. Знак плюс в (13. 75) — для волокон, расположенных выше центра тяжести, а знак минус — для волокон, расположенных ниже центра тяжести.



Фиг. 13.30. Картина выкручивания конусной нажимной шайбы.



Фиг. 13. 31. Силы, действующие на конусную нажимную шайбу.

Максимальное напряжение растяжения имеют волокна, расположенные на внутренней поверхности шайбы, где $y = y_п$:

$$\sigma'_ш = \frac{P_р}{4\pi S_ш}\frac{R_0}{R_0 - y_п}\ [кг/см^2]. \tag{13.76}$$

б) *Напряжение от выкручивания шайбы.* Момент, изгибающий кольцо в плоскости, перпендикулярной оси y, и действующий на одно сечение кольца, может быть определен уравнением

$$M_y = \frac{P_р}{4\pi}(a + b\operatorname{tg}\alpha)\ [кг\ см]. \tag{13.77}$$

Размеры a и b показаны на фиг. 13. 31.

Максимальное напряжение от выкручивающего момента обычно имеет место в наружных волокнах шайбы в точке m с координатами x_m и y_m. При малых значениях $D_к$ максимальное значение напря-

жения возможно и в волокнах, расположенных на внутренней части шайбы в точке n с координатами x_n и y_n:

$$\sigma''_{ш\, m}=\frac{M_y}{J_y}\,\frac{R_0}{R_0+y_m}\,x_m=\frac{P_p}{4\pi J_y}\,(a+b\,\mathrm{tg}\,\alpha_1)\,\frac{R_0}{R_0+y_m}\,x_m\ [кг/см^2] \quad (13.78)$$

и

$$\sigma''_{ш\, n}=\frac{M_y}{J_y}\,\frac{R_0}{R_0-y_n}\,x_n=\frac{P_p}{4\pi J_y}\,(a+b\,\mathrm{tg}\,\alpha_1)\,\frac{R_0}{R_0-y_n}\,x_n\ [кг/см^2], \quad (13.79)$$

где J_y— момент инерции площади сечения шайбы относительно оси y.

В авиационных машинах нажимная шайба коллектора обычно упирается в гайку, поэтому осевое давление P_0 передается гайке, и, следовательно, она не образует выкручивающих моментов. В этом случае $\frac{P_p}{4\pi}\,b\,\mathrm{tg}\,\alpha=0$, и момент инерции берется относительно оси, отстоящей от yy на расстоянии x_n.

в) *Напряжение растяжения в шайбе от центробежной силы шайбы.*

$$\sigma'''_{ш}=\frac{P_{ц.\,ш}}{4\pi S_ш}\,\frac{R_0}{R_0\pm y}\ [кг/см^2], \quad (13.80)$$

где

$$P_{ц.\,ш}=11{,}3\left(\frac{n_{max}}{1000}\right)^2 G_ш R_0 \text{ в } кг;$$

$G_ш$ — вес шайбы в *кг*.

Суммарное максимальное напряжение в шайбе от действия всех факторов определится выражениями:

$$\sigma_{ш\, m}=\sigma'_{ш\, m}+\sigma''_{ш\, m}+\sigma'''_{ш\, m}=\frac{P_p}{4\pi}\,\frac{R_0}{R_0+y_m}\times$$
$$\times\left[\frac{1}{S_ш}+\frac{x_m}{J_y}\,(a+b\,\mathrm{tg}\,\alpha_1)+\frac{2P_{ц.\,ш}}{S_ш P_p}\right] \quad (13.81)$$

и

$$\sigma_{ш\, n}=\sigma'_{ш\, n}+\sigma''_{ш\, n}+\sigma'''_{ш\, n}=\frac{P_p}{4\pi}\,\frac{R_0}{R_0-y_n}\times$$
$$\times\left[\frac{1}{S_ш}+\frac{x_n}{J_y}\,(a+b\,\mathrm{tg}\,\alpha_1)+\frac{2P_{ц.\,ш}}{S_ш P_p}\right], \quad (13.82)$$

где $\sigma_{ш\, m}$ и $\sigma_{ш\, n}$ не должны превосходить 0,8 предела текучести стальных поковок и 0,5 предела текучести стального литья.

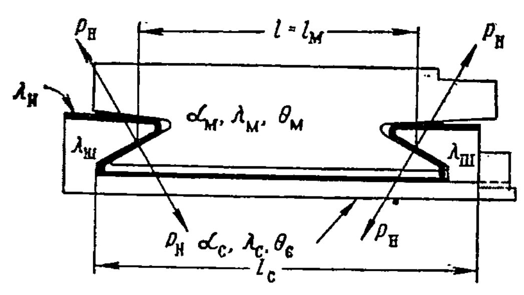
§ 5. ТЕМПЕРАТУРНЫЕ НАПРЯЖЕНИЯ В КОЛЛЕКТОРЕ

В авиационных электрических машинах температура частей коллектора может достигнуть значительных величин. В связи с этим в крепежных элементах коллектора и медных пластинах возникают большие дополнительные механические напряжения, вызываемые

разностью температурного коэффициента линейного расширения меди $\alpha_м$ и стали $\alpha_с$: $\alpha_м = 16 \cdot 10^{-6}$ *1/град* и $\alpha_с = 11 \cdot 10^{-6}$ *1/град*.

Кроме того, необходимо учесть, что температура медных пластин всегда выше температуры стальных крепежных деталей, а это приводит к дальнейшему повышению механических напряжений.

Точный учет дополнительных температурных напряжений представляет значительные трудности. Последнее вызвано тем, что происходит не только аксиальное удлинение коллекторной меди, но и радиальное увеличение размеров коллектора; кольцевые шайбы, не будучи абсолютно жесткими, выкручиваются под воздействием «температурных» сил, что уменьшает несколько величину этих сил; изоляционные прокладки дают возможность некоторого изгиба пластинок; модули упругости коллекторного миканита зависят от температуры и т. д.



Фиг. 13. 32. К расчету температурных усилий в арочном коллекторе.

Определим дополнительную упругую реакцию, которая возникает в результате изменения теплового состояния коллектора исходя из упругой деформации его элементов.

Тепловое приращение аксиальной длины коллекторных пластин и длины стяжной втулки (стяжных болтов или шпилек), учитывая обозначения фиг. 13. 32, равно:

$$\Delta l_м = \alpha_м l_м \vartheta_м \quad и \quad \Delta l_с = \alpha_с l_с \vartheta_с, \tag{13.83}$$

где $\vartheta_м$ и $\vartheta_с$ — превышение температуры меди и стали над исходным значением температуры;

$l = l_м$ и $l_с$ — расчетная длина пластины и расчетная длина стяжной втулки (болтов).

Для коллекторов большого диаметра ($D_к > 500$ *мм*) необходимо, кроме того, учесть тепловую деформацию и в радиальном направлении. Тепловое приращение диаметра коллектора $\Delta D_к$ и диаметра нажимных конусов шайб $\Delta D_ш$:

$$\Delta D_к = \alpha_м D_{к\,о} k_м \vartheta_м \quad и \quad \Delta D_ш = \alpha_с D_ш \vartheta_с, \tag{13.84}$$

где $D_{ко}$ — средний диаметр коллектора;

$D_ш$ — диаметр шайбы по центру тяжести.

Под влиянием тепловой радиальной деформации, т. е. изменения диаметров коллектора и конусной шайбы, произойдет деформация и в осевом направлении Δx, которую можно в общем виде определить по уравнению

$$\Delta x = \frac{\Delta D_*}{\operatorname{tg} \alpha}. \tag{13.85}$$

Следовательно, осевая тепловая деформация в результате приращения диаметра коллектора $\Delta x_м$ и конусной шайбы $\Delta x_с$ будет:

$$\left.\begin{aligned} \Delta x_м &= \frac{\Delta D_к}{\operatorname{tg}\alpha} = \frac{\alpha_м D_{к\,0} k_м \vartheta_м}{\operatorname{tg}\alpha} \\ \text{и} \quad \Delta x_с &= \frac{\Delta D_ш}{\operatorname{tg}\alpha} = \frac{\alpha_с D_ш \vartheta_с}{\operatorname{tg}\alpha}. \end{aligned}\right\} \qquad (13.86)$$

Полная тепловая деформация в осевом направлении с учетом тепловой деформации в радиальном направлении будет:

для меди коллекторных пластин —

$$\Delta_м = \Delta l_м + \Delta x_м = \alpha_м \vartheta_м \left(l_м + \frac{D_{к\,0} k_м}{\operatorname{tg}\alpha} \right), \qquad (13.87)$$

для нажимных шайб и стяжных втулок (болтов) —

$$\Delta_с = \Delta l_с + \Delta x_с = \alpha_с \vartheta_с \left(l_с + \frac{D_ш}{\operatorname{tg}\alpha} \right). \qquad (13.88)$$

В результате изменения теплового состояния коллектора возникает дополнительная упругая реакция P_ϑ, которая определяется из условия равновесия

$$\Delta_м - \Delta_с = P_\vartheta \sum \lambda,$$

т. е.

$$P_\vartheta = \frac{\Delta_м - \Delta_с}{\sum \lambda}. \qquad (13.89)$$

Если P_ϑ имеет знак плюс, то втулка дополнительно растянута, а пластины дополнительно сжаты. Знак минус соответствует противоположному направлению усилий.

Здесь $\sum \lambda = \lambda_м + \lambda_в + \lambda_н + \lambda_ш + \lambda_т$ — суммарная *податливость* коллектора — величина, обратная жесткости коллектора.

Напишем уравнения для определения податливости. *Податливость коллекторных пластин* вследствие осевого сжатия их силой $P_о$:

$$\Delta l_м = \frac{l_м}{S_м E_м} P_о = \lambda_м P_0,$$

откуда

$$\lambda_м = \frac{l_м}{S_м E_м} = \frac{l_м}{\tau_{к\,0} k_м h E_м K} \approx 0{,}84 \frac{l_м 10^{-6}}{\tau_{к\,0} k_м h K} \ [см/кг], \qquad (13.90)$$

где $\tau_{к\,0} = \frac{\pi D_{к0}}{K}$; h — высота пластинки;

$E_м = 1{,}2 \times 10^6$ — модуль упругости меди;

$$l_м = l_о.$$

Податливость стяжной втулки (стяжных болтов) при ее растяжении

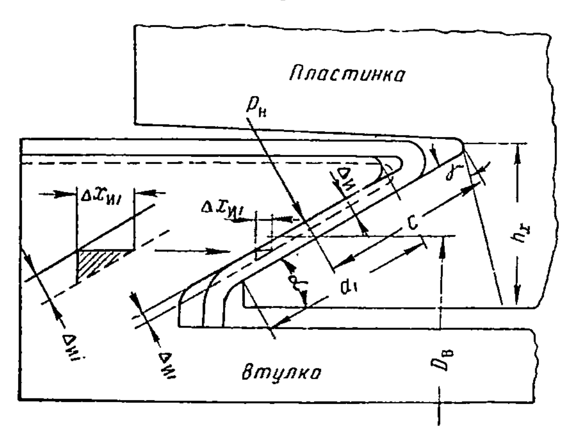
$$\Delta l_{в} = \frac{l_{c}}{S_{в} E_{c}} P_{o} = \lambda_{в} P_{o},$$

откуда

$$\lambda_{в} = \frac{l_{c}}{S_{в} E_{c}} \approx 0{,}48 \frac{l_{c}}{S_{в}} 10^{-6} \; [\textit{см/кг}], \tag{13.91}$$

где $E_{c} = 2{,}1 \times 10^{6}$ — модуль упругости стали;

$S_{в}$ — минимальное сечение втулки или всех стяжных болтов.



Фиг. 13.33. К расчету деформации миканитовой манжеты и ласточкиных хвостов.

Податливость изоляционных конусных манжет (фиг. 13.33)

$$\Delta x_{и\,i} = \frac{2\Delta_{и}}{\pi D_{в} E_{и} a_{1} \sin^{2}\alpha} P_{o} = \lambda_{и} P_{o},$$

откуда

$$\lambda_{и} = \frac{2\Delta_{и}}{\pi D_{в} E_{и} a_{1} \sin^{2}\alpha}. \tag{13.92}$$

Если принять $E_{и} = 26\,000$ *кг/см²* — модуль упругости миканитовых конусов — и $\alpha = 30^{\circ}$, то

$$\lambda_{и} \approx 100 \frac{\Delta_{и}}{a_{1} D_{в}} 10^{-6} \; [\textit{см/кг}], \tag{13.93}$$

где $\Delta_{и}$ — толщина миканита;

a_{1} — ширина полосы передачи давления нажимного конуса.

Податливость нажимной конусной шайбы от диаметрального растяжения и от поворота сечения под действием выкручивающего момента

$$\Delta x_{ш} = \Delta x'_{ш} + \Delta x''_{ш} = \left[\frac{1}{S_{ш} \operatorname{tg}^{2}\alpha} + \frac{(2A+B)^{2}}{J_{y}}\right] \frac{R}{\pi E_{c}} P_{0} = \lambda_{ш} P_{o},$$

$$\lambda_{ш} = \lambda'_{ш} + \lambda''_{ш} = \frac{R}{\pi E_{c}} \left[\frac{1}{S_{ш} \operatorname{tg}^{2}\alpha} + \frac{(2A+B)^{2}}{J_{y}}\right] \; [\textit{см/кг}]. \tag{13.94}$$

Если принять $E_c = 2{,}1 \times 10^6$ *кг/см²* и $\alpha = 30°$, то

$$\lambda_ш = 0{,}15R\left[\frac{3}{S_ш} + \frac{(2A+B)^2}{J_y}\right]10^{-6}\ [см/кг], \qquad (13.95)$$

где R — радиус центра тяжести поперечного сечения шайбы;

$S_ш$ — площадь поперечного сечения нажимной шайбы;

A и B — по фиг. 13.34;

J_y — момент инерции поперечного сечения.

Податливость коллектора в результате тангенциального сжатия медных пластин и изоляционных прокладок без учета изгиба пластин

$$\Delta x_т = \frac{\Delta D_к}{\operatorname{tg}\alpha} = \frac{4P_0}{\operatorname{tg}(\alpha+\beta)\operatorname{tg}\alpha}\,\frac{\dfrac{\tau_{к\,о}k_м K}{E_м} + \dfrac{\tau_{к\,о}k_м K}{E_и}(1-k_м)}{4\pi^2 F} = \lambda_т P_о,$$

откуда

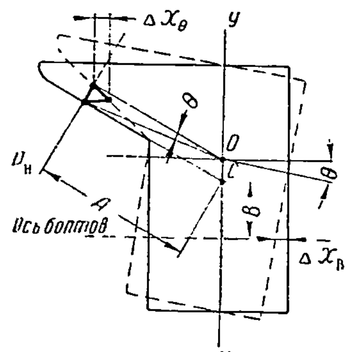
$$\lambda_т = \frac{1}{\operatorname{tg}(\alpha+\beta)\operatorname{tg}\alpha}\,\frac{\tau_{к\,о}Kk_м\left[1 + \dfrac{1-k_м}{k_м}\,\dfrac{E_м}{E_и}\right]}{\pi^2 F E_м}, \qquad (13.96)$$

где F — полная боковая площадь пластины;

$\beta = 8°$ — угол трения (коэффициент трения 0,14).

Если принять $\alpha = 30°$ и $E_м = 1{,}2 \times 10^6$, то

$$\lambda_т \approx 0{,}19\,\frac{\tau_{к\,о}K}{F}\,10^{-6} f_1(k_м) \approx 0{,}59\,\frac{D_{к\,о}}{F}\,10^{-6} f_1(k_м)\ [см/кг], \qquad (13.97)$$



Фиг. 13.34. К расчету деформации нажимного конуса.

где

$f_1(k_м) = \left[k_м + (1-k_м)\,\dfrac{E_м}{E_и}\right]$ — по кривой фиг. 13.24 или 13.25;

$E_и$ — модуль упругости прокладок, равный $1{,}5 \times 10^6$ *кг/см²* для слюды и $0{,}2 \times 10^6$ *кг/см²* для полимеризованного коллекторного миканита.

Если исходному тепловому состоянию коллектора соответствовала осевая сила затяга $P_о$, то новому тепловому состоянию соответствует сила затяга

$$P_{о\,\vartheta} = P_о + P_\vartheta, \qquad (13.98)$$

где

$$P_\vartheta = \frac{\Delta_м - \Delta_c}{\sum\lambda} = \frac{\alpha_м\vartheta_м l_м\left(1 + \dfrac{k_м D_{к\,о}}{l_м \operatorname{tg}\alpha}\right) - \alpha_c\vartheta_c l_c\left(1 + \dfrac{D_ш}{l_c \operatorname{tg}\alpha}\right)}{\sum\lambda} \qquad (13.99)$$

или относительное значение силы затяга

$$\frac{P_{о\,\vartheta}}{P_о} = 1 + \frac{P_\vartheta}{P_о} = 1 + \frac{1}{P_о}\,\frac{\Delta_м - \Delta_c}{\sum\lambda}. \qquad (13.100)$$

Если пренебречь радиальной тепловой деформацией, что для коллекторов авиационных машин постоянного тока ($D_к < 150$ *мм*) вполне допустимо, то

$$\frac{P_{o\vartheta}}{P_o} = 1 + \frac{1}{P_o}\frac{\alpha_м\vartheta_м l_м - \alpha_с\vartheta_с l_с}{\sum\lambda}. \qquad (13.101)$$

Если, кроме того, принять во внимание только податливость медных пластин и стяжной стальной втулки, считая нажимные конусные втулки и миканитовые манжеты абсолютно жесткими (податливость равна нулю), то получим выражение А. Е. Алексеева:

$$P_\vartheta = \frac{\alpha_м\vartheta_м l_м - \alpha_с\vartheta_с l_с}{\lambda_м + \lambda_в} = \frac{\alpha_м\vartheta_м l_м - \alpha_с\vartheta_с l_с}{\frac{l_м}{S_м E_м} + \frac{l_с}{S_в E_с}} \qquad (13.102)$$

и

$$\frac{P_{o\vartheta}}{P_o} = 1 + \frac{1}{P_o}\frac{\alpha_м\vartheta_м l_м - \alpha_с\vartheta_с l_с}{\frac{l_м}{S_м E_м} + \frac{l_с}{S_в E_с}}.$$

Пренебрегая податливостью ($\lambda_и + \lambda_ш + \lambda_т$), мы увеличиваем расчетное значение добавочной силы P_ϑ.

Здесь $l_м = l$ — расчетная длина коллекторной пластины;
$S_м$ — поперечное сечение меди коллектора;
$\vartheta_м$ и $\vartheta_с$ — превышение температуры меди и стали;
$l_с = l_в$ — расчетная длина втулки (болта);
$S_в$ — расчетное сечение втулки (болтов).

Добавочное растягивающее усилие во втулке (болтах), вызванное нагревом, обусловит дополнительное тангенциальное давление между пластинами, равное

$$\Delta P_\vartheta = P_\vartheta \frac{2}{\operatorname{tg}(\alpha + \beta)} \; [кг]. \qquad (13.103)$$

Сумма центробежных сил и сил арочного распора с учетом нагрева будет

$$P_{р\vartheta} = P_р + \Delta P_\vartheta \; [кг]. \qquad (13.104)$$

При расчете напряжения во втулке (болтах), пластинах и изоляционных манжетах для учета влияния температуры необходимо повышать напряжение в отношении

$$\sigma' = \sigma\frac{P_o + P_\vartheta}{P_o} = \left[1 + \frac{\Delta P_\vartheta}{P_o}\right]\sigma, \qquad (13.105)$$

где σ — напряжение при исходной температуре коллектора.

Расчет коллектора авиационных машин постоянного тока необходимо проводить с учетом температурных напряжений.

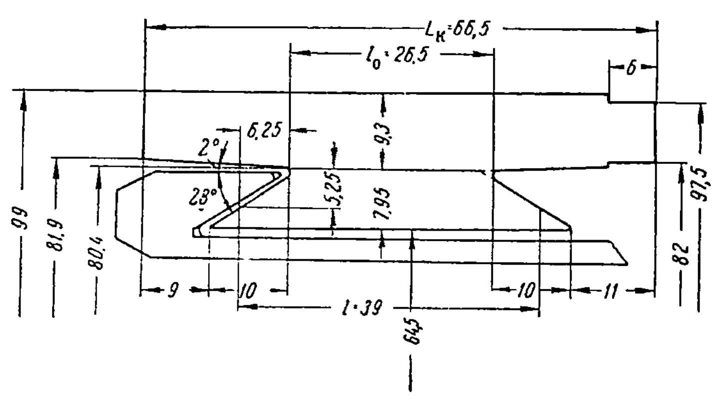
В заключение отметим, что для мощных авиационных генераторов, работающих в условиях повышенной температуры окружаю-

щего воздуха, необходимо применение коллекторов специальной конструкции, противостоящих большим температурным напряжениям.

§ 6. ПРИМЕР РАСЧЕТА КОЛЛЕКТОРА

Определим напряжения в ласточкиных хвостах цилиндрического коллектора, размеры которого приведены на фиг. 13. 35.

Расчет коллектора необходимо вести, учитывая максимальные механические напряжения, возникающие в нем в процессе изготовления и при работе. Наиболее тяжелым механическим режимом при изготовлении коллектора является формовка его в горячем состоянии (200° С) с повышенной скоростью вращения ($n_{max}=1,45n$).



Фиг. 13. 35. К расчету механической прочности коллекторной пластины (размеры в *мм*).

Наиболее тяжелым в механическом отношении режимом коллектора в эксплуатации будет работа в горячем состоянии со скоростью $n=9000$ об/мин.

Основные данные для расчета приведены в табл. 13. 3.

Таблица 13.3

Основные данные для механического расчета коллектора

$D_к$	$L_к$	K	$l_{шл}$	$l_{к2}$	$l_{к1}$	$l_о$	l	a	b	a_1
99	66,5	114	6	21	19	26,5	39	6,25	5,25	9,0
h	$h_к$	$h_х$	γ_1	γ_2	F	$F_п$	$F_{к2}$	δ_i	$\Delta_и$	$R_{к.о}$
17,25	9,3	7,95	10	10	8,75	6,75	1,69	0,5	0,75	40,9
$R_{к.о.к}$	β	$\beta_к$	$\beta_х$	$k_м$	$k_{м.к}$	$\tau_{к.о}$	$\tau_{к.о.к}$	α^0	α_1^0	$D_в$
45	1,75	1,98	1,5	0,78	0,8	2,25	2,48	28	2	69,9

Линейные размеры в *мм*, сечения в *мм*^{2}.

Размеры, необходимые для механического расчета втулки и нажимных шайб, приведены на фиг. 13.9 и 13. 0.

Максимальная скорость вращения и температура при формовке коллектора: $n_{max}=1,45\,n=1,45 \cdot 9000=13\,000$ об/мин и $t=200°$ С.

Максимальная скорость вращения в эксплуатации и температура коллектора при номинальном режиме: $n=9000$ об/мин, превышение температуры коллекторных пластин принимаем $\vartheta_м=120°$ С и корпуса $\vartheta_c=80°$ С.

Основные конструктивные размеры коллекторной пластины (запас на срабатывание пластины не предусматривается)

Высота пластины . . . $h=(0,17 \div 0,19)\ D_к=17,25$ *мм* (принято)

Длина консоли . . . . $l_{к1}=(0,27 \div 0,32)\ L_к=21$ *мм* (принято)

$l_{к2}=(0,24 \div 0,3)\ L_к=19$ *мм* (принято)

Высота консоли из условия допустимой стрелы прогиба по (13.3)

$$h_к \approx 0,54\, l_{к2}^2 \sqrt{D_к}\left(\frac{n_{max}}{10\,000}\right)^2=0,54 \cdot 1,9^2 \sqrt{9,9} \cdot 1,3^2 \approx 1,0\ [см].$$

Принимаем $h_к=0,93$ *см*, допуская $f=0,0023$ *см*.

Максимальная высота и вылет ласточкина хвоста

$$h_x=h-h_к=1,725-0,93=0,795\ см.$$

Вылет

$$\gamma_1=\gamma_2=1,0\ см.$$

Углы

$$\alpha=28° \text{ и } \alpha_1=2°.$$

Среднее удельное тангенциальное давление между коллекторными пластинами

Из условия максимально допустимого напряжения изгиба пластины по (13.11)

$$p_{a\,max}=\frac{R_{к\,0} h k_м}{F}\left[3470\,\frac{h}{l}-0,1 R_{к0} l\left(\frac{n_{max}}{1000}\right)^2\right]=$$

$$=\frac{4,09 \cdot 1,725 \cdot 0,78}{8,75}\left[3470\,\frac{1,725}{3,9}-0,1 \cdot 4,09 \cdot 3,9 \cdot 169\right] \approx 800\ кг/см^2.$$

Из условия монолитности коллектора при отрицательной температуре —40° С (изоляционные прокладки из слюды) по (13.16) с учетом тепловых деформаций коллектора

$$p_{a1} \geqslant 0,7\,E_м \alpha_м \vartheta_м k_з \frac{\zeta_\alpha}{f(k_м)}=$$

$$=\frac{0,7 \cdot 1,05 \cdot 1,2 \cdot 17 \cdot 60 \cdot 10^{-6} \cdot 10^6}{1,225}\,\zeta_\alpha=750\ кг/см^2,$$

где $f(k_м)$ — по фиг. 13.24; $\zeta_\alpha \approx 1$, так как для слюды коэффициент линейного сжатия $\alpha_{\text{и}}$ очень мал.

Принимаем $p_a=800$ *кг/см²*.

Усилие опрессовки комплекта пластин и прокладок в разрезных конусных кольцах будет

$$Q_к=4\pi p_{a\,max} F \operatorname{tg}(\varphi+\beta)=4\pi 800 \cdot 8,75 \operatorname{tg} 25° \approx 41\,500\ кг,$$

где β — угол трения стали по стали, равный $20 \div 22°$,

φ — угол наклона конусного разрезного кольца, равный 3°.

Силы, действующие на коллектор

Центробежная сила пакета пластин и прокладок по (13. 22)

$$P_ц=0,63\,\zeta_м k_м F R_{к\,о}^2\left(\frac{n_{max}}{1000}\right)^2=$$

$$=0,63\cdot0,78\cdot1,08\cdot8,75\cdot4,09^2\left(\frac{n_{max}}{1000}\right)^2=78\cdot169\approx13\,200\ кг.$$

Центробежная сила расчетной части пакета пластин и прокладок ($F_п=1,725\times\times3,9=6,75$ *см*²)

$$P'_ц=P_ц\frac{F_п}{F}=13\,200\frac{6,75}{8,75}=10\,200\ кг.$$

Сила арочного распора, равная полному расчетному среднему тангенциальному давлению на пластину, по (13.23) составляет

$$P_а=p_а F_п=810\cdot6,75=5470\ кг.$$

Радиальная составляющая сил арочного распора на весь пакет пластин

$$P_{р.\,а}=2\pi P_а=2\pi\,5470=34\,400\ кг.$$

Полная радиальная сила вращающегося коллектора по (13.9)

$$P_р=P_{р.\,а}+P_ц=34\,400+13\,200=47\,600\ кг.$$

Радиальная реакция на ласточкиных хвостах (конусной шайбе)

$$\frac{1}{2}P_р=23\,800\ кг.$$

Осевая составляющая с учетом трения—сила затяга коллектора (давление пресса на шайбу) по (13.27)

$$P_о=\frac{P_р}{2}\,\mathrm{tg}\,(\alpha+\beta)=23\,800\,\mathrm{tg}\,(28+8)=23\,800\cdot0,726=17\,300\ кг.$$

Без учета трения $P_о=12\,500$ *кг*. Увеличение угла наклона поверхности соприкосновения α приводит к увеличению осевой силы затяга коллектора.

Нормальная реакция с учетом трения по (13. 62)

$$P_н=\frac{P_р\cos\beta}{2\cos(\alpha+\beta)}=\frac{23\,800}{\cos36}\ \cos8^\circ=\frac{23800}{0,81}\,0,99\approx29\,000\ кг.$$

Напряжения в коллекторной пластине

а) Напряжение в средней части пластины

Исходные данные:

средняя толщина пластины неизношенного коллектора

$$\beta=\frac{\pi D_{к.\,о}}{K}-\delta_l=\tau_{к.\,о}-\delta_l=2,25-0,5=1,75\ мм=0,175\ см;$$

коэффициент заполнения коллектора медью

$$k_м=\frac{\beta}{\tau_{к.\,о}}=\frac{1,75}{2,25}=0,78;$$

момент инерции и момент сопротивления пакета пластин

$$J=\frac{\tau_{\text{к. о}}K}{12}k_{\text{м}}h^3=\frac{0,225\cdot 114}{12}\cdot 0,78\cdot 1,725^3\approx 8,55\ см^4,$$

$$W=\frac{2J}{h}=\frac{\tau_{\text{к. о}}Kk_{\text{м}}}{6}h^2=\frac{8,55\cdot 2}{1,725}\approx 9,9\ см^3;$$

расчетная длина пластины (фиг. 13.22)

$$l=l_0+2a=2,65+2\cdot 0,625=3,9\ см.$$

Упрощенный метод расчета

Изгибающий момент (расчетный)

$$M=\frac{P_{\text{р}}l}{8}=\frac{47\,600\cdot 3,9}{8}=23\,800\ кгсм.$$

Максимальное напряжение изгиба в середине пластины по (13.28)

$$\sigma_{\text{п}}=\frac{M}{W}=\frac{23\,800}{9,9}=2340\ кг/см^2.$$

Уточненный метод расчета

Жесткость средней части пакета пластин и прокладок коллектора по (13.40)

$$K_{\text{к}}=\frac{h}{D_{\text{к}\,o}}f_2(k_{\text{м}})10^6=\frac{1,725}{8,175}15,75\cdot 10^6\approx 3,33\cdot 10^6,$$

где

$$f_2(k_{\text{м}})=15,75\quad \text{при}\quad k_{\text{м}}=0,78\ \text{и для слюды}$$

$$F_{\text{п}}=1,15\cdot 10^6\ \text{по фиг. 13. 24.}$$

Приведенная длина средней части коллектора по (13.44) и (13.45)

$$\lambda=\frac{l_0}{L}=\frac{2,65}{1,88}=1,41\quad \text{и}\quad 0,5\lambda=0,705,$$

где

$$L=\sqrt{D_{\text{к}\,o}h}f_L(k_{\text{м}})=\sqrt{8,175\cdot 1,725}\cdot 0,5\approx 3,755\cdot 0,5\approx 1,88,$$

где

$$f_L(k_{\text{м}})=\sqrt[4]{\frac{k_{\text{м}}}{12}\left[k_{\text{м}}+(1-k_{\text{м}})\frac{E_{\text{м}}}{E_{\text{и}}}\right]}\approx 0,5.$$

Вспомогательные величины

$$S=b+\frac{a}{\operatorname{tg}(\alpha+\beta)}=0,525+\frac{0,625}{\operatorname{tg}36}\approx 1,387,\qquad \frac{L}{\operatorname{tg}(\alpha+\beta)}=\frac{1,88}{0,726}\approx 2,6.$$

Коэффициенты аргумента $\lambda=1,41$ по фиг. 13.26 будут:

$$S_1=0,5\left[\frac{L}{\operatorname{tg}(\alpha+\beta)}A_1(\lambda)+SA_2(\lambda)\right]=0,5(2,6\cdot 0,8+1,39\cdot 0,322)\approx 1,255;$$

$$S_2=-\left[\frac{0,5\,L}{\operatorname{tg}(\alpha+\beta)}A_2(\lambda)+SA_3(\lambda)\right]=-(1,3\cdot 0,322+1,39\cdot 0,69)\approx -1,39.$$

Функции для аргумента $0,5\lambda=0,705$ по фиг. 13.27:

$$A_1\left(\frac{\lambda}{2}\right)\approx 0,96;\quad A_2\left(\frac{\lambda}{2}\right)=0,69;\quad A_3\left(\frac{\lambda}{2}\right)\approx 0,24;\quad A_4\left(\frac{\lambda}{2}\right)\approx 0,06.$$

Функция $\psi_п$ по (13.43):

$$\psi_п = SA_1\left(\frac{\lambda}{2}\right)+\frac{L}{\operatorname{tg} 36^\circ}A_2\left(\frac{\lambda}{2}\right)-4\left[S_1A_3\left(\frac{\lambda}{2}\right)+S_2A_4\left(\frac{\lambda}{2}\right)\right]=$$

$$=1,39\cdot 0,96+2,6\cdot 0,69-4\,(1,255\cdot 0,24-1,39\cdot 0,6)\approx 2,27.$$

Определим податливость элементов коллектора в осевом направлении. Осевая податливость пластин по (13. 90)

$$\lambda_м=0,84\ \frac{l_м 10^{-6}}{\tau_{к\,о} k_м h K}=\frac{0,84\cdot 2,65\cdot 10^{-6}}{0,225\cdot 0,78\cdot 1,725\cdot 114}=\frac{2,26}{34,6}10^{-6}\approx 0,064\cdot 10^{-6}\ см/кг.$$

Податливость стяжной втулки при растяжении по (13. 91)

$$\lambda_в=0,48\frac{l_с}{S_в}10^{-6}\approx 0,48\ \frac{6}{5,6}10^{-6}\approx 0,515\cdot 10^{-6}\,см/кг.$$

Податливость миканитовых манжет (при $\alpha=28^\circ$) по (13.93)

$$\lambda_и=114\ \frac{\Delta_и}{a_1 D_в}10^{-6}=\frac{114\cdot 0,075}{0,9\cdot 6,99}10^{-6}\approx 1,37\cdot 10^{-6}\,см/кг,$$

где диаметр втулки

$$D_в=D_{ш.\,н}-2b=8,04-0,525\cdot 2=6,99\ см;$$

$$a_1=0,9;\quad \Delta_и=0,075\ см.$$

Податливость нажимной конусной шайбы от растяжения и выворачивания сечения по (13. 95)

$$\lambda_ш=0,15R\left[\frac{3}{S_ш}+\frac{(2A+B)^2}{J_y}\right]10^{-6}=0,15\cdot 3,63\left[\frac{3}{1,17}+\frac{(2\cdot 1,06+0,17)^2}{0,253}\right]\times$$

$$\times 10^{-6}=0,545\,(2,56+20,7)\,10^{-6}\approx 12,7\cdot 10^{-6}\ см/кг,$$

где радиус центра тяжести поперечного сечения шайбы

$$R=R_{ш.\,в}+y_п=3,2+0,43=3,63\ см,$$

$$S_ш=1,17\ см^2,$$

$$J_y=0,253\ см^4,$$

$$A=1,06,\quad B=0,17.$$

Податливость пакета пластин и прокладок вследствие их тангенциального сжатия—без учета изгиба пластин (при $\alpha=28^\circ$ и $\beta=8^\circ$) аналогично (13.97) составит

$$\lambda_т=0,221\frac{\tau_{к\,о}K}{F}f_1(k_м)\,10^{-6}=0,221\ \frac{0,225\cdot 114}{8,75}\ 0,956\cdot 10^{-6}\approx 0,62\cdot 10^{-6}\,см/кг,$$

где $f_1(k_м)$ определяется по фиг. 13.24.

Суммарная податливость коллектора в осевом направлении

$$\sum\lambda=\lambda_м+\lambda_в+\lambda_и+\lambda_ш+\lambda_т=$$

$$=(0,064+0,515+1,37+12,7+0,62)\,10^{-6}=15,27\cdot 10^{-6}\ см/кг.$$

Допустимое значение осевой силы запрессовки при неподвижном коллекторе исходя из максимально допустимого значения напряжения изгиба σ_S пластины по (13.47) при $\sigma_{п1}=\sigma_{п\,max}$

$$P'_о=\frac{\sigma_{п\,max}W}{\psi_п}=2600\,\frac{9,9}{2,27}\approx 11\,300\ кг.$$

При этом среднее удельное тангенциальное давление между пластинами будет

$$p'_{a}=\frac{P'_{o}}{\pi F \operatorname{tg}(\alpha+\beta)}=\frac{11\,300}{\pi\, 8{,}75\cdot 0{,}726}\approx 570\ кг/см^2.$$

Предельные осевая сила и удельное давление при $\sigma_{п.\,пред}=\sigma_s=3800\ кг/см^2$ будут:

$$P_{о.\,пред}=11\,300\,\frac{3800}{2600}=16\,500\ кг \text{ и } p_{a.\,пред}\approx 570\,\frac{16\,500}{11\,300}=830\ кг/см^2.$$

Первоначальная средняя осадка коллектора при максимально допустимом значении среднего предельного тангенциального давления будет по (13.49):

$$y_o=\frac{2P'_o}{K_к l_o \operatorname{tg}(\alpha+\beta)}=\frac{P'_p}{K_к l_o}=\frac{11\,300\cdot 2}{3{,}33\cdot 2{,}65\cdot 0{,}726\cdot 10^6}\approx 0{,}00355\ см.$$

Максимальная осадка коллектора по (13.50) равна при этом

$$y_{max}=P'_o S_1\,\frac{L^2}{E_м J}=11\,300\times 1{,}255\,\frac{3{,}54}{1{,}2\cdot 10^6\cdot 8{,}55}\approx 0{,}00492\ см.$$

Напряжение изгиба в средней части пластины при n_{max} Осевое усилие затяга, образующее тангенциальное сжатие пластин вращающегося коллектора, под действием центробежных сил снижается и равно по (13.52)

$$P'_{о.ц}=P'_o-0{,}5P_ц\zeta''_ц=11\,300-0{,}5\times 13\,200\times 0{,}975\approx 4870\ кг,$$

где

$$\zeta''_ц=\frac{1+\dfrac{(\lambda_ш+\lambda_и)(\lambda_т+\lambda_м)}{\lambda_в(\lambda_ш+\lambda_и+\lambda_т+\lambda_м)}}{1+\dfrac{\lambda_т+\lambda_м}{\lambda_в}}=\frac{1+\dfrac{14{,}07\cdot 0{,}684}{0{,}515(14{,}07+0{,}684)}}{1+\dfrac{0{,}684}{0{,}515}}=\frac{2{,}265}{2{,}325}\approx 0{,}975,$$

т. е.

$$\frac{P'_{о.ц}}{P'_o}=\frac{4870}{11\,300}=0{,}43.$$

Напряжение изгиба от арочного распора при учете влияния центробежных сил и упругих деформаций элементов коллектора по (13.52)

$$\sigma_{п.\,a}=\sigma_{п1}\,\frac{P_{о.ц}}{P'_o}=2600\cdot 0{,}43=1120\ кг/см^2.$$

Напряжение изгиба от центробежных сил пакета пластин и прокладок по (13. 51)

$$\sigma_{п.\,ц}=\frac{P_ц l}{8W}=\frac{13\,200\cdot 3{,}9}{8\cdot 9{,}9}=650\ кг/см^2.$$

Итак, полное напряжение изгиба в середине пластины от сил арочного распора и центробежных при n_{max} составит согласно уточненному методу расчета

$$\sigma_п=\sigma_{п.\,a}+\sigma_{п.\,ц}=1120+650=1770\ кг/см^3 \text{ и } \frac{\sigma_п}{\sigma_{п1}}\approx 0{,}68.$$

Полученные значения напряжения $\sigma_п$ несколько преувеличены, так как в них не учтены: а) уменьшение сил арочного распора в результате дополнительного прогиба пластин от центробежных сил и б) разгружающее влияние центробежных сил консолей.

б) Напряжения в консольной части пластины

Исходные данные: радиус инерции консоли

$$R_{\text{к о к}} \approx \frac{D_{\text{к}} - h'_{\text{к}}}{2} \approx \frac{9,9 - 0,8925}{2} \approx 4,5 \text{ см},$$

где $h'_{\text{к}}$ — высота консоли в ее центре тяжести;
средняя толщина пластины в консольной части

$$\beta_{\text{к}} = \frac{2\pi R_{\text{к о к}}}{K} - \delta_i = \tau_{\text{к о к}} - \delta_i = \frac{2\pi 4,5}{114} - 0,05 \approx 0,198 \text{ см}.$$

Коэффициент заполнения консоли медью

$$k_{\text{м. к}} = \frac{\beta_{\text{к}} K}{\pi D_{\text{к о к}}} = \frac{\beta_{\text{к}}}{\tau_{\text{к о к}}} = \frac{0,198}{0,248} \approx 0,8;$$

моменты инерции и сопротивления в сечении заделки консоли

$$J_{\text{к}} = \frac{\pi D_{\text{к о к}} k_{\text{м. к}}}{12} h_{\text{к}}^3 = \frac{\pi R_{\text{к о к}} k_{\text{м. к}}}{6} h_{\text{к}}^3 = \frac{\pi 4,5 \cdot 0,8}{6} 0,93^3 \approx 1,515 \text{ см}^4,$$

$$W_{\text{к}} = \frac{2J_{\text{к}}}{h_{\text{к}}} = \frac{\pi R_{\text{к о к}} k_{\text{м. к}}}{3} h_{\text{к}}^2 = \frac{\pi 4,5 \cdot 0,8}{3} 0,93^3 \approx 3,25 \text{ см}^3;$$

боковое сечение консоли

$$F_{\text{к}} = l_{\text{к}} h'_{\text{к}} = 1,9 \cdot 0,8925 = 1,69 \text{ см}^2;$$

вес пакета пластины и прокладок консоли по (13.30)

$$G_{\text{к}} = \varphi_1 (k_{\text{м. к}}) R_{\text{к о к}} F_{\text{к}} = 0,048 \cdot 4,5 \cdot 1,69 = 0,365 \text{ кг},$$

где

$$\varphi_1 (k_{\text{м. к}}) \approx 0,048 \text{ — по фиг. 13.20};$$

центробежная сила консоли по (13. 31)

$$P_{\text{ц.к}} = 0,67 F_{\text{к}} k_{\text{м. к}} R_{\text{к о к}}^2 \left(\frac{n_{max}}{1000}\right)^2 = 0,67 \cdot 1,69 \cdot 0,8 \cdot 4,5^2 \cdot 13^2 = 3090 \text{ кг};$$

радиальная составляющая силы тангенциального сжатия по (13. 32)

$$P_{\text{р. а. к}} = 2\pi F_{\text{к}} p_a = 2\pi 1,69 p_a = 10,65 p_a \text{ [кг], при } p_a = 800 \text{ кг/см}^2$$

$$P_{\text{р. а. к}} = 2\pi F_{\text{к}} p_a = 8500 \text{ кг/см}^2, \text{ т. е. в 2,7 больше } P_{\text{ц. к}}.$$

Упрощенный метод расчета. Максимальное напряжение изгиба в сечении заделки консоли от центробежных сил по (13.33)

$$\sigma_{\text{к. ц}} = \frac{P_{\text{ц. к}} l_{\text{к}}}{2W_{\text{к}}} = \frac{3090 \cdot 1,9}{2 \cdot 3,25} = 904 \text{ кг/см}^2.$$

Максимальное напряжение изгиба от силы сжатия пластин по (13. 34), т. е. без учета податливости коллектора,

$$\sigma_{\text{к. а}} = \frac{P_{\text{р. а. к}} l_{\text{к}}}{2W_{\text{к}}} = \frac{8500 \cdot 1,9}{2 \cdot 3,25} = 2480 \text{ кг/см}^2.$$

Полное максимальное напряжение изгиба в сечении заделки консоли от центробежных сил и сил арочного распора по (13.35)

$$\sigma_{\text{к max}} = \sigma_{\text{к. ц}} + \gamma \sigma_{\text{к. а}} = 904 + 0,5 \cdot 2480 \approx 2144 \text{ кг/см}^2.$$

Уточненный метод расчета. Параметр—приведенная длина консоли по (13. 58)

$$\lambda_к = \frac{l_к}{L_к} = \frac{1,9}{1,45} = 1,3,$$

где

$$L_к = \sqrt{D_{к\,о\,к} h_к}\, f_L(k_{м.\,к}) = \sqrt{9,01 \cdot 0,93}\; 0,503 \approx 2,91 \cdot 0,503 = 1,45;$$

здесь $$f_L(k_{м.\,к}) = 0,503.$$

Зависимости $A_1(\lambda_к)$ и $A_2(\lambda_к)$ по фиг. 13. 28:

$$A_1(\lambda_к) \approx -1,85 \quad \text{и} \quad A_2(\lambda_к) \approx 3,55.$$

Радиальная осадка коллектора при $n=0$ по (13. 59)

$$y' = P_0' y_{max} \frac{(\sum\lambda + 0,5\lambda_т)\operatorname{tg}\alpha}{2y_{max} + P_0'(\sum\lambda - \lambda_т)\operatorname{tg}\alpha} \sqrt{1 + \frac{\frac{2y_{max}}{P_0' \operatorname{tg}\alpha} - \lambda_т}{\sum\lambda}} =$$

$$= 11\,300 \cdot 0,00492 \frac{(15,27 + 0,5 \cdot 0,62)\, 0,532 \cdot 10^{-6}}{9,84 \cdot 10^{-3} + 11,3 \cdot 10^3 (15,27 - 0,62)\, 0,532 \cdot 10^{-6}} \times$$

$$\times \sqrt{1 + \frac{\frac{9,84 \cdot 10^{-3}}{11,3 \cdot 10^3 \cdot 0,532} - 0,62 \cdot 10^{-6}}{15,27 \cdot 10^{-6}}} \approx 0,00487 \text{ см.}$$

Функция $$\psi_{к1} = A_1(\lambda_к) \frac{y'}{L_к^2} = -1,85 \frac{0,00487}{2,1} = -42,7 \cdot 10^{-4}.$$

Напряжение изгиба в сечении заделки консоли при неподвижном коллекторе от сил арочного распора по (13.56)

$$\sigma_{к.\,а} = \frac{E_м h_к}{2} \psi_{к1} = \frac{1,2 \cdot 10^6 \cdot 0,93}{2}\; 42,7 \cdot 10^{-4} = 2380 \text{ кг/см}^2.$$

Максимальное напряжение изгиба в сечении заделки консоли от центробежной силы и сил арочного распора с учетом податливости элементов коллектора по (13. 60)

$$\sigma_{к\,max} = \sigma_{к.\,ц} + \sigma_{к.\,а} = 904 + 2380 = 3284 \text{ кг/см}^2.$$

в) Напряжения в ласточкиных хвостах. Исходные данные: высота хвоста

$$h_х = (80,4 - 64,5)\, 0,5 = 0,795 \text{ см};$$

средняя толщина хвоста

$$\beta_х = \frac{\pi(64,5 + h_х)}{K} - \delta_i \approx 0,15 \text{ см};$$

радиальная сила запрессовки на хвосты одного конца коллектора с учетом трения по (13. 26)

$$\frac{1}{2} P_р = \frac{P_о}{\operatorname{tg}(\alpha+\beta)} = \frac{17\,300}{0,726} = 23\,800 \text{ кг},$$

а с учетом деформаций пластины

$$\frac{1}{2} P_р' = \frac{P_о'}{\operatorname{tg} 36^\circ} = \frac{11\,300}{0,726} = 15\,600 \text{ кг};$$

изгибающий момент в сечении заделки AA_1 на пакет пластин по (13. 36)

$$M_x=0,5P_p a=23\,800\cdot 0,625\approx 14\,900 \text{ кгсм};$$

момент сопротивления хвоста в сечении заделки AA_1 по (13. 37)

$$W_x=\frac{\beta_x h_x^2}{6}K=\frac{0,15\cdot 0,795^2}{6}114\approx 1,8 \text{ см}^3.$$

Упрощенный метод расчета. Сжимающие напряжения в точке A получим, рассматривая хвост как консольную балку, по (13. 38)

$$\sigma_x=\frac{M_x}{W_x}=3\,\frac{aP_p}{K\beta_x h_x^2}=\frac{14\,900}{1,8}=8260 \text{ кг/см}^2.$$

Уточненный метод расчета. Максимальные напряжения скалывания с учетом трения при $\alpha=28°$ и $\beta=8°$ по (13. 63)

$$\tau_{max}=1,71\,\frac{0,5P'_p}{K\beta_x h_x}=1,71\,\frac{15\,600}{114\cdot 0,15\cdot 0,795}=1970 \text{ кг/см}^2.$$

Максимальные растягивающие (сжимающие) напряжения в точке $A(A_1)$ по (13. 64)

$$\sigma_{x+}=1,27\,\frac{0,5P'_p}{K\beta_x h_x}\psi_{x+}=1,27\,\frac{15\,600}{13,6}3,9\approx 5660 \text{ кг/см}^2$$

и

$$\sigma_{x-}=1,27\,\frac{15\,600}{13,6}\cdot 4,5=6550 \text{ кг/см}^2,$$

где

$$\psi_{x+}=f\left(\frac{c}{h_x}\right)=f\left(\frac{0,72}{0,795}\right)\approx f(0,9)\approx 3,9$$

и

$$\psi_{x-}=f(0,9)=4,5 \text{ — по фиг. 13. 29.}$$

Осевая сила, действующая на хвосты коллекторных пластин и в стяжной втулке (болтах или винтах), с учетом центробежных сил возрастает и равна по (13. 65)

$$P'_{o.ц}=P'_o+0,5\,P_ц\zeta'_ц=11\,300+0,5\cdot 13\,200\cdot 0,0264\approx 11\,465 \text{ кг}.$$

Здесь

$$\zeta'_ц=\frac{1}{\left(1+\frac{\lambda_m+\lambda_и}{\lambda_т+\lambda_м}\right)\left(1+\frac{\lambda_в}{\lambda_т+\lambda_м}\right)}=\frac{1}{\left(1+\frac{14,07}{0,684}\right)\left(1+\frac{0,515}{0,684}\right)}=0,0264,$$

$$\frac{P'_{o.ц}}{P'_o}=\frac{11\,465}{11\,300}\approx 1,015.$$

Радиальная сила, действующая на ласточкин хвост, возрастает в том же отношении

$$\left(\frac{1}{2}\,P'_p\right)_ц=\left(0,5\,P'_p\right)\frac{P'_{o.ц}}{P'_o}=\left(\frac{P'_{o.ц}}{\text{tg}\,36°}\right)=\frac{11\,465}{0,726}=15\,800 \text{ кг}.$$

Максимальные скалывающие τ_{max}, растягивающие σ_{x+} и сжимающие σ_{x-} напряжения возрастут с учетом центробежных сил в отношении $\frac{P'_{о.ц}}{P'_{о}} \approx 1,02$.

Все полученные выше напряжения имеют место при исходной (при затяжке) температуре всех элементов коллектора.

Пользуясь (13.99)÷(13.105), определяют напряжения в коллекторе с учетом температурного режима. При этом момент инерции шайбы, учитывая, что нажимная шайба прижимается гайкой коллектора (фиг. 13.11), будет равен $J'_y = J_y + S_ш x_n^2 \approx 1$ *см²*.

Так как податливость шайбы $\lambda_ш$ значительна, то дополнительные температурные напряжения невелики.

Как показывают приведенные расчеты, напряжения в ласточкиных хвостах чрезмерны и, следовательно, обычная конструкция коллектора неприменима. В этом случае коллектор выполняется, как показано на фиг. 13.2,*г* или на фиг. 13.2,*е*. В конструкции коллектора (фиг. 13.2,*г*) ласточкины хвосты при затяжке коллекторных пластин получают остаточную деформацию такой величины, что их концы жестко упираются на плотно изолированную втулку. Таким образом, хвост работает как балка, зажатая в одном конце и свободно опирающаяся на жесткое основание в другом, при этом максимальные значения момента и напряжения снижаются в 4 раза по сравнению с полученными в рассматриваемом примере.

Практически генератор выполнен с коллектором, имеющим деформированные хвосты.

Глава XIV

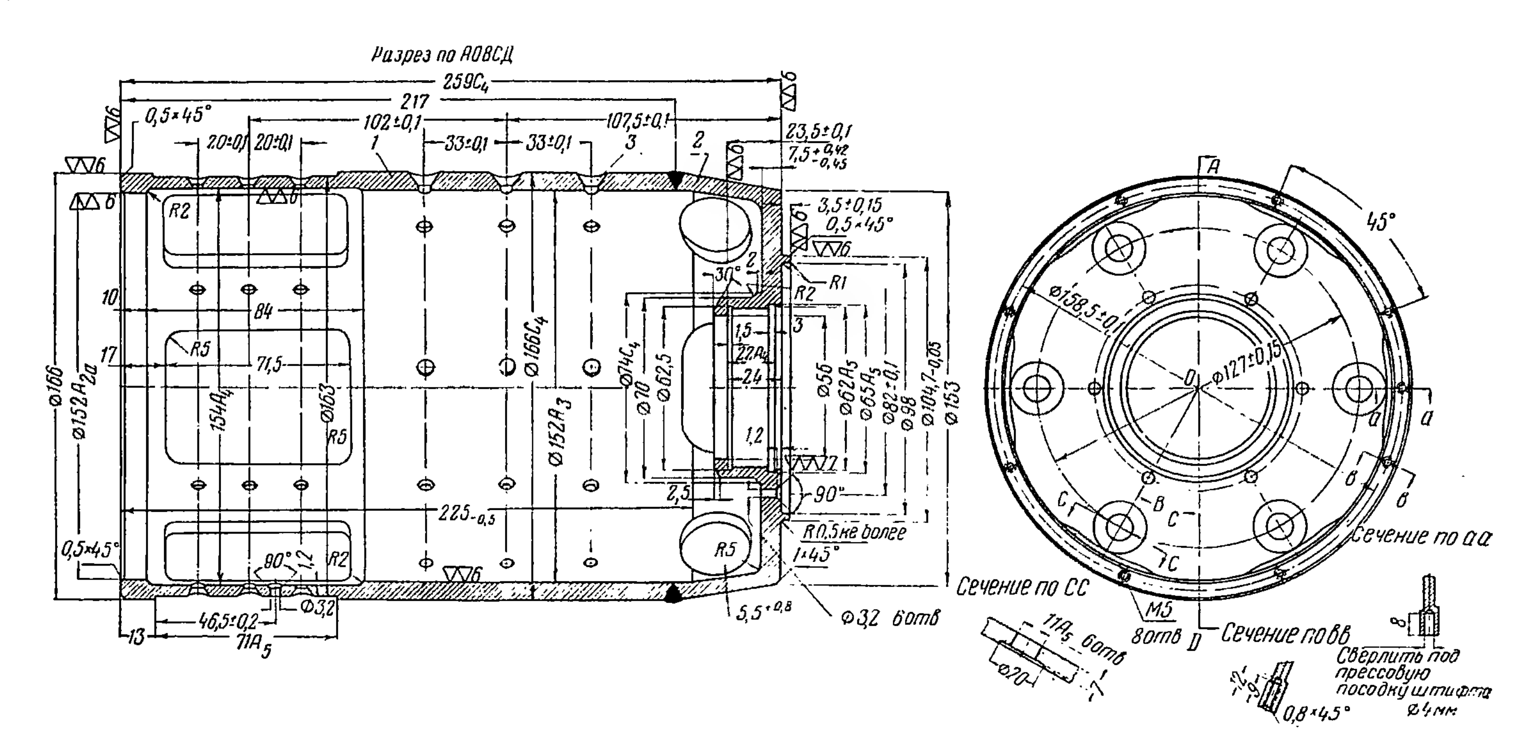
КОРПУС, ЩИТЫ, ПОЛЮСЫ И ОБМОТКИ ВОЗБУЖДЕНИЯ

§ 1. КОРПУС

Корпус машины постоянного тока, кроме механического назначения, служит частью магнитопровода, выполняется из стали 10 или армко.

Конструкция корпуса изменяется в зависимости от назначения машины. В генераторах применяют фланцевые корпусы в виде моноблока (фиг. 14.1). В двигателях в зависимости от назначения они имеют различные исполнения и обычно выполняются в виде стального цилиндра (фиг. 14.2). В двигателях очень малой мощности для облегчения и удешевления конструкции подшипниковые щиты иногда прикрепляются непосредственно к пакету индуктора без помощи корпуса. В этом случае в пластинах пакета индуктора выштамповывают отверстия, через которые пропускают сквозные болты. Болты стягивают на подшипниковых щитах гайками. Отверстия в индукторе для прохода сквозных болтов располагают в местах с минимальной индукцией на оси полюсов. Описанный способ крепления не всегда надежен — особенно при малых воздушных зазорах и ударных нагрузках.

На фиг. 14.3 показаны корпус и щиты, применяемые для двигателей постоянного тока малой мощности. На фиг. 14.3,*а* представ-



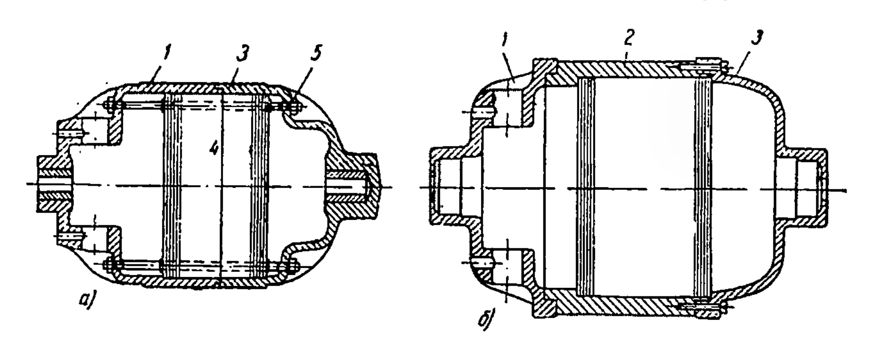
Фиг. 14.1. Корпус авиационного генератора в виде моноблока фланцевого типа.

1—корпус, *2*—щит со стороны привода, *3*—отверстие для крепления полюсов.

лен корпус, образованный двумя подшипниковыми щитами *1* и *3*, соединенными между собой сквозными болтами *5*, проходящими через пакет индуктора *4*. На фиг. 14. 3,*б* показана конструкция обычная — к корпусу *2* крепятся щиты *1* и *3* винтами.

Фиг. 14. 2. Корпус четырехполюсного авиационного двигателя (МП-2500) без дополнительных полюсов, мощностью 2,5 *квт.*

1—отверстия для винтов, крепящих полюсы к корпусу.



Фиг. 14. 3. Конструкция корпуса электродвигателей малой мощности.

1 и *3*—подшипниковые щиты, *2*—корпус, *4*—пакет индуктора, *5*—стяжной болт.

Для примера рассмотрим типовую конструкцию авиационного генератора (см. фиг. 14. 1). Корпус представляет собой моноблок, включающий щит со стороны привода. Корпус свертывается из листовой стали армко, сваривается и затем отжигается. Щит со стороны привода из стали марки 30ХГСА приваривается к корпусу, как

показано на фиг. 14. 1, и затем термически обрабатывается. Продольный шов корпуса располагается на оси главных полюсов. Допуски и припуски на сварные корпуса электрических машин приведены в табл. 14. 1 и на фиг. 14. 4.

Таблица 14.1

Допуски и припуски на сварные корпуса

Внутренний диаметр корпуса d *мм*	Допуск на внутренний диаметр Δ *мм*	Припуск на обработку		
		с учетом допуска на d $2a$ *мм*	по наружному диаметру D $2b$ *мм*	по длине корпуса l $2c$ *мм*
50÷100 101÷150	1,0	3,0 4,0	2,0 3,0	5,0
151÷200 201÷250	1,5	4,5 5,0	3,5 4,0	
250	2,0	6,0	4,0	

Пользуясь табл. 14. 1 и фиг. 14. 4, можно определить:
толщину материала заготовки

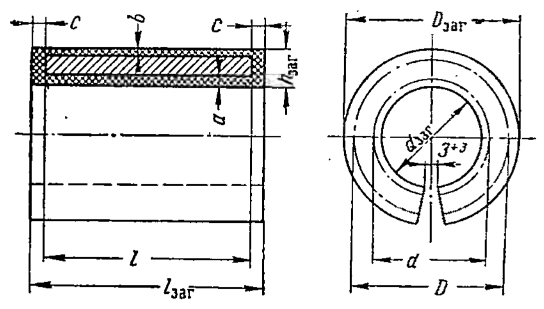
$$h_{заг} = \frac{D_{заг} - d_{заг}}{2} = \frac{D-d}{2} + (a+b) = h + (a+b),$$

аксиальную длину заготовки

$$l_{заг} = l + 2c = l + 5 \ [мм]$$

и развернутую длину заготовки

$$L_{заг} = \pi (d_{заг} - h_{заг}) - 4 = \pi (d_{заг} + h + a + b) - 4 \ [мм].$$



Фиг. 14. 4. Допуски и припуски на сварные корпуса электрических машин.

В приведенных формулах:

d и D — внутренний и наружный диаметры обработанного корпуса;

l и h — длина и толщина обработанного корпуса. При $h=7$ *мм* и $d=152$ *мм* толщина заготовки в самом благоприятном случае равна $h_{заг}=7+4=11$ *мм*, т. е. 60% металла идет в стружку.

Вместо сварных корпусов из листовой стали армко желательно применение цельнотянутых труб, что снижает отходы материала, упрощает производство и повышает качество корпуса. Соединение

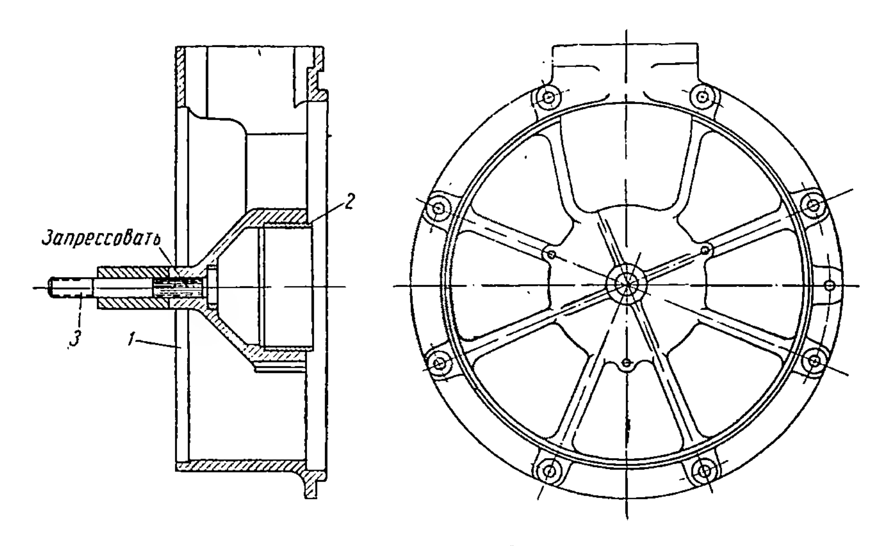
корпуса и фланца в одно целое (моноблок) повышает механическую прочность, уменьшает число деталей и размеры машины.

При этом, однако, несколько усложняется обработка корпуса. На торце щита имеются сквозные отверстия для шпилек, с помощью которых генератор крепится к авиационному двигателю. Для выхода охлаждающего воздуха в корпусе со стороны привода имеются окна, которые служат также для доступа к креплению генератора. В средней части корпуса располагаются отверстия для крепления главных и дополнительных полюсов. Для защиты от попадания внутрь генератора посторонних предметов окна защищены кожухом, прикрепленным к торцу щита.

§ 2. ЩИТЫ

Щиты со стороны коллектора (фиг. 14. 5) выполняются из алюминиевого сплава АЛ9 (ГОСТ 2685—53).

Конструкция щита должна быть прочной и обеспечивать доступ к щеткам и коллектору через окна. В промежутках между



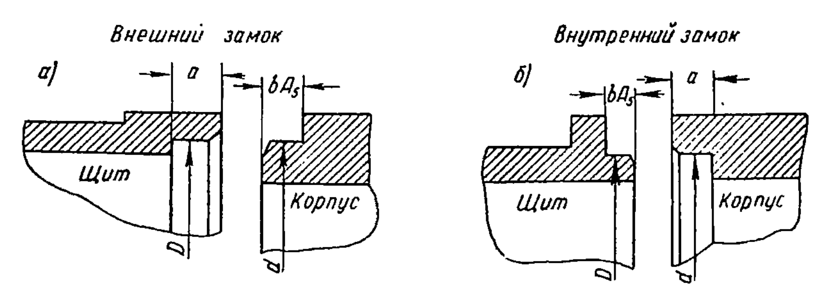
Фиг. 14. 5. Щит генератора ГСР-9000 со стороны коллектора.

1—литой щит из алюминия АЛ-5, 2—втулка из ст. 45, 3—болт для крепления воздушного патрубка.

окнами монтируется щеткодержатель из алюминиевого сплава. В щит запрессовывается втулка из стали 45 для размещения в ней наружного кольца подшипника. Стальная втулка необходима для обеспечения надежной посадки подшипника, что особенно важно в случае замены подшипника в процессе сборки или эксплуатации, так как отсутствие стальной втулки приводило бы к срабатыванию посадочной поверхности.

Сопряжение щита с корпусом осуществляется при помощи посадочного буртика и штифта. Щит крепится к корпусу болтами из

легированной стали. Соединение щитов с корпусом возможно при помощи наружного (фиг. 14. 6,*а*) или внутреннего (фиг. 14. 6,*б*) замка.



Фиг. 14. 6. Соединение щитов с корпусом.

а—наружный замок, *б*—внутренний замок.

В первом случае щит охватывает станину, а во втором случае, наоборот, станина охватывает щит. В авиационных генераторах обычно применяют внутренний замок.

Таблица 14.2

Допуски и размеры заточек

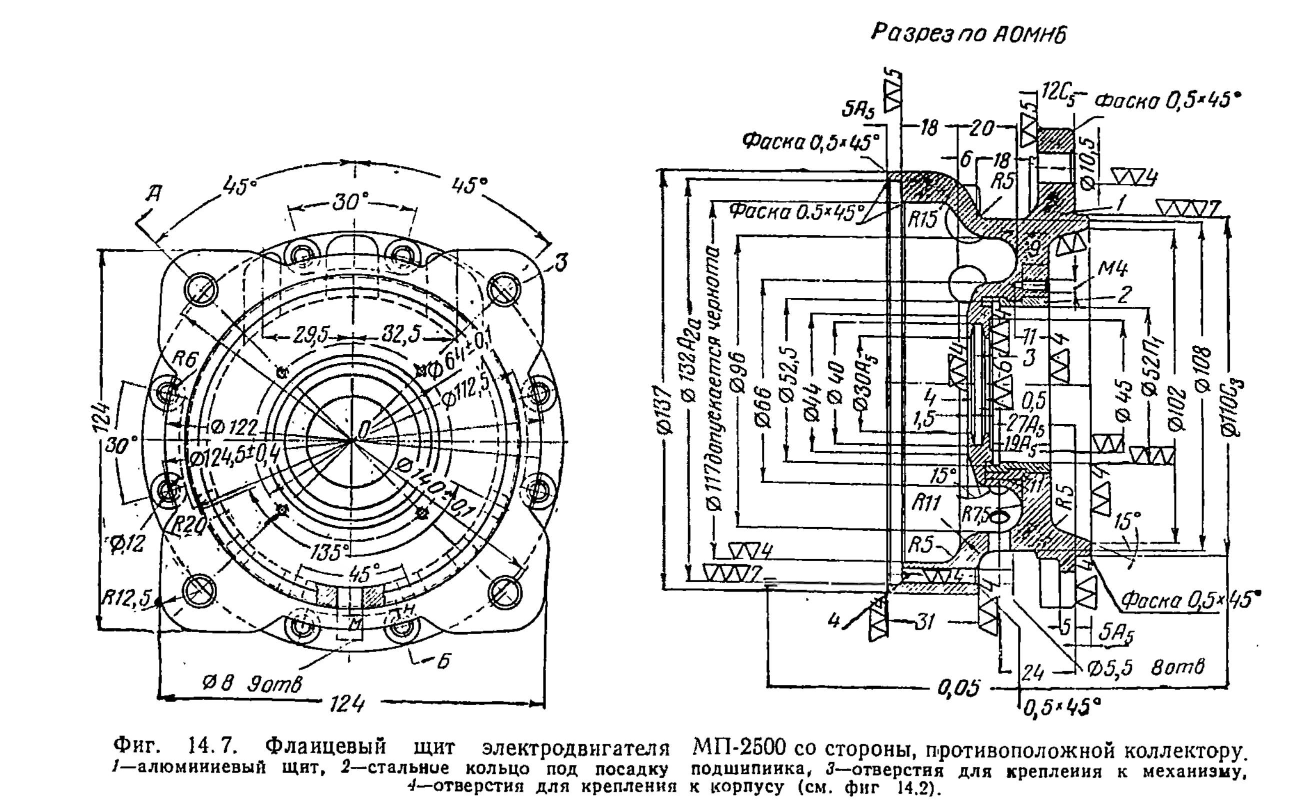
Диаметр заточки *мм*	Размер заточек		Допуски на	
	a	*b*	*D*	*d*
до 40	2,0	1,5	*А*	*С*
40—80	3,0	2,5	A_3	*П*
80—100	4,0	3,0		
100—180	5,0	4,0		
180—250	6,0	5,0		

В табл. 14. 2 приведены допуски и размеры заточек (*a* и *b*) в местах соединения щитов и корпусов авиационных электрических машин. Во всех случаях фаски выполняют 0,5×45°.

На фиг. 14. 7 приведен чертеж фланцевого алюминиевого щита двигателя МП-2500, соответствующего корпусу, изображенному на фиг. 14. 2. Конструкции корпуса и щита ясны из фиг. 14. 1 и 14. 7.

Механический расчет корпуса производится на изгиб и вибрацию. Кроме того, определяются напряжения в шпильках, крепящих станину к авиационному двигателю. При этом изгибающий момент в опасном сечении корпуса *ab*, расположенного по окнам, равен

$$M = (G_м l_1 + G_п l_2)\, k_g, \qquad (14.\ 1)$$



Фиг. 14.7. Флацевый щит электродвигателя МП-2500 со стороны, противоположной коллектору. 1—алюминиевый щит, 2—стальное кольцо под посадку подшипника, 3—отверстия для крепления к механизму, 4—отверстия для крепления к корпусу (см. фиг 14.2).

где k_g — коэффициент, характеризующий ускорения, вызванные вибрацией (на существующих авиационных двигателях ускорение от сил инерции доходит до 23 g, т. е. $k_g=23$);

$G_м$ и $G_п$ — вес соответственно электрической машины и подводящих проводов;

l_1 и l_2 — расстояние до центра тяжести соответственно машины и проводов;

$k_g G$ — сила инерции при вибрации.

Напряжение изгиба в опасном сечении

$$\sigma = \frac{M}{W} = \frac{10k_g(G_м l_1 + G_п l_2)}{D_1^4 - D_2^4} \cdot \frac{\pi D_1^2}{\pi D_1 - n_{ок} l_{ок}}, \quad (14.2)$$

где момент сопротивления; в опасном сечении корпуса

$$W = \frac{D_1^4 - D_2^4}{10 D_1} \cdot \frac{\pi D_1 - n_{ок} l_{ок}}{\pi D_1}; \quad (14.3)$$

D_1 и D_2 — соответственно наружный и внутренний диаметры;

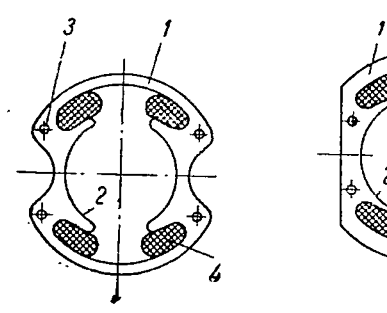
$n_{ок}$ и $l_{ок}$ — соответственно число окон и их длина.

Из условия минимального прогиба корпуса

$$\sigma < 10 \ кг/мм^2.$$

§ 3. ЭЛЕМЕНТЫ КОНСТРУКЦИИ ПОЛЮСОВ

На фиг. 14.3 и 14.9 приведены некоторые типы совмещенных магнитных систем, т. е. таких, у которых полюсы и корпус штампуются заодно из листовой электротехнической стали. Штампованные листы склеиваются между собой лаком (БФ) и затем скрепляются заклепками в пакет, который подвергается дальнейшей термической и механической обработке. Заклепки располагаются в местах с наименьшей индукцией.



Фиг. 14.8. Некоторые типы совмещенных магнитных систем возбуждения.

1—ярмо, 2—полюс, 3—заклепка, 4—обмотка возбуждения.

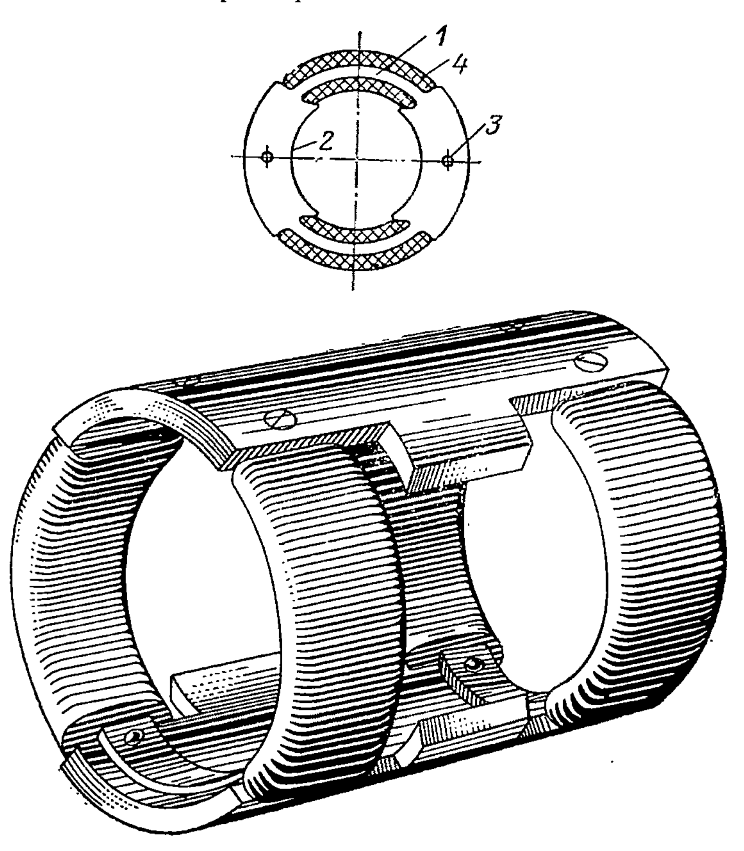
Магнитные системы по фиг. 14.8 просты в изготовлении и допускают шаблонную намотку обмоток возбуждения. Однако средняя длина витка обмотки возбуждения при этом больше, чем в магнитной системе с отъемными полюсами. Кроме того, укладка катушек возбуждения на полюсы несколько затруднена.

Магнитные системы по фиг. 14.9 требуют ручной намотки обмоток возбуждения, но при равных условиях обладают по сравнению с системами фиг. 14.8 рядом преимуществ, а именно:

а) имеют меньшую среднюю длину витка обмотки возбуждения, намотанной на ярмо, насыщенное в очень малых машинах больше, чем полюсы;

б) допускают большую плотность тока, а следовательно, имеют меньшее сечение меди. Последнее является следствием лучшего охлаждения обмотки возбуждения, которая равномерно намотана на ярмо тонким слоем и имеет большую поверхность охлаждения;

в) имеют меньшие размеры.



Фиг. 14.9. Некоторые типы совмещенных магнитных систем возбуждения.

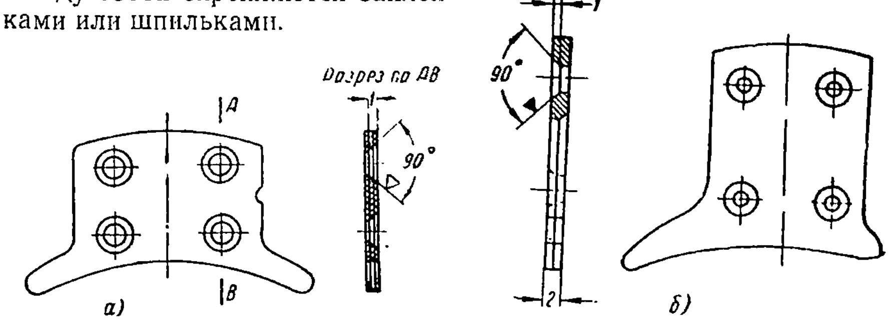
1—ярмо, *2*—полюс, *3*—заклепка, *4*—обмотка возбуждения.

Конструкция магнитных систем, представленных на фиг. 14.8 и 14.9, применима для электродвигателей мощностью менее 50 *вт*.

В машинах постоянного тока средней и большой мощности применяются отъемные главные и дополнительные полюсы. Число дополнительных полюсов обычно равно числу главных. В двухполюсных машинах общего применения мощностью 1÷3 *квт* и в авиационных машинах мощностью до 25 *квт* часто применяют половинное число дополнительных полюсов.

Главные полюсы

Главные полюсы пронизываются постоянным потоком и поэтому они могут быть выполнены массивными — из одного куска стали. Однако полюсные наконечники при этом должны быть выполнены из листовой стали толщиной от 0,5 до 2,0 *мм* для снижения дополнительных пульсационных потерь на поверхности полюса. Из условий производства целесообразно изготовить весь главный полюс набранным (шихтованным) из листовой стали толщиной от 0,5 до 2,0 *мм,* расположенной перпендикулярно оси вала. Преимуществом шихтованного полюса является также уменьшение инерции магнитного поля, что важно при переходных режимах. Поверхностный слой окиси служит достаточной изоляцией листов. Листы полюса между собой скрепляются заклепками или шпильками.



Фиг. 14. 10. Концевой лист полюса.

а—симметричный полюс, *б*—несимметричный полюс машины с половинным числом дополнительных полюсов.

В авиационных машинах обычно применяют заклепки; их диаметр выбирается из следующих соображений:

а) площадь сечения всех заклепок должна быть больше 5% общей площади штамповки;

б) число заклепок на полюс должно быть не менее четырех;

в) диаметр заклепок должен быть не менее 3 *мм.*

Развальцовку головок заклепок производят под прессом давлением в 50 *кг* на квадратный сантиметр поверхности полюса.

На фиг. 14. 10 приведен концевой лист полюса, где показаны отверстия для заклепок.

Крепление полюса к корпусу осуществляется винтами или болтами. Существуют два способа крепления полюса к корпусу:

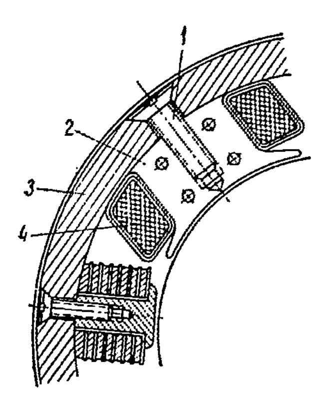
1) при помощи сверления отверстия в сердечнике полюса (для машин малой и средней мощности) (фиг. 14. 11) и

2) при помощи сверления специального стального стержня, расположенного в сердечнике полюса, как показано на фиг. 14. 12 и 14. 13 (для машин большой мощности).

Второй способ обеспечивает более надежное крепление, но он дороже и оправдывается только на машинах большой мощности.

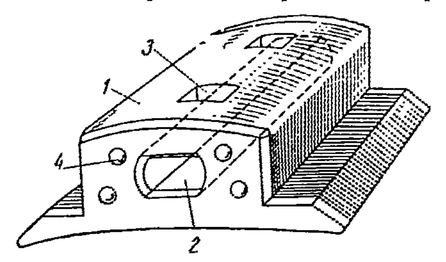
Своеобразная форма полюсных наконечников (фиг. 14. 14) объясняется стремлением максимально использовать обмоточное про-

странство, в связи с чем полюсные катушки выполняются изогнутыми. На фиг. 14. 15 показан полюс четырехполюсного авиационного двигателя, выполненного без дополнительных полюсов; на фиг. 14. 16 приведен полюс шестиполюсного авиационного генератора, выполненного с половинным числом дополнительных полюсов. На фиг. 14. 17 и фиг. 14. 18 приведены рабочие чертежи



Фиг. 14.11. Крепление полюса к корпусу (отверстия для крепежных винтов сверлятся в сердечнике полюса).

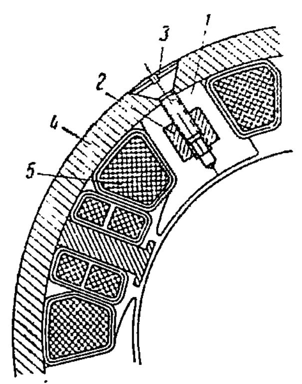
1—крепежный винт, 2—полюс, 3—корпус, 4—обмотка возбуждения.



Фиг. 14. 12. Полюс (отверстия для крепежных винтов сверлятся в крепежном стержне, расположенном в сердечнике полюса).

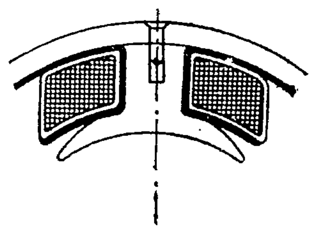
1—полюс, 2—отверстие для крепежного стального стержня, 3—отверстие для крепежных винтов, 4—заклепки.

листа симметричного и несимметричного полюсов. Несимметричная форма полюсного наконечника (см. фиг. 14. 16) вызвана тем, что при половинном числе дополнительных полюсов главные полюсы расположены по станине неравномерно. Расстояние между осями главных полюсов, внутри которых расположен дополнительный полюс, всегда больше, чем расстояние между осями



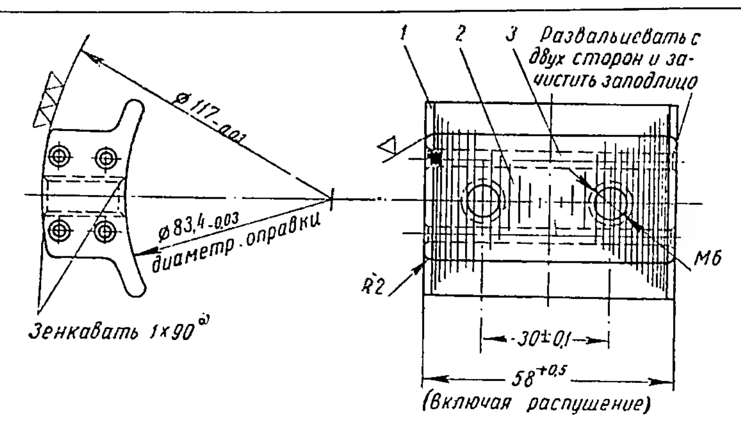
Фиг. 14.13. Крепление полюса к корпусу.

1—полюс, 2—крепежный стержень, 3—крепежный винт, 4—корпус, 5—обмотка возбуждения.

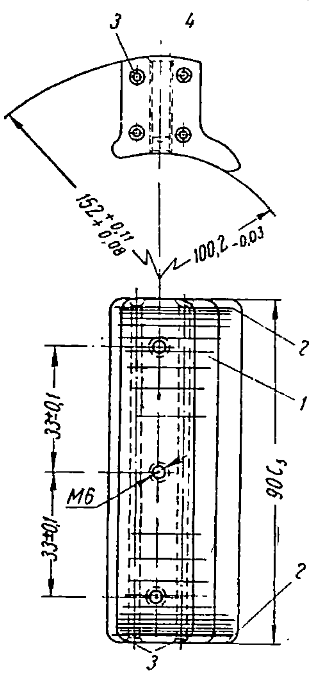


Фиг. 14. 14. Отъемный полюс электрической машины малой мощности.

главных полюсов, между которыми дополнительный полюс отсутствует. В то же время полюсное деление в зазоре сохраняется одинаковым и равным $\tau = \frac{\pi D}{2p}$.



Фиг. 14.15. Полюс четырехполюсного авиационного двигателя.
1—концевой лист, 2—сердечник полюса, 3—заклепки.

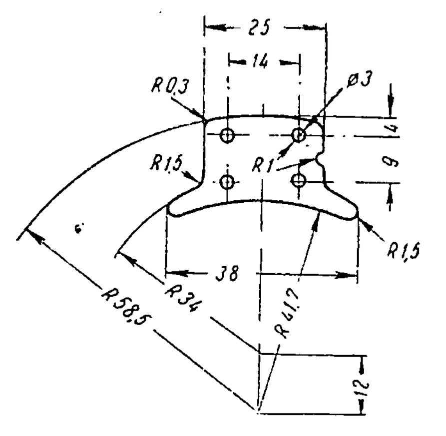


Фиг. 14.16. Полюс шестиполюсного авиационного генератора с половинным числом дополнительных полюсов.

1—сердечник полюса из стали 0,35 *мм*, 2—концевые листы из стали 2×0,5 *мм*, 3—заклепки, развальцованные с двух сторон, 4—винты, крепящие полюс к корпусу.

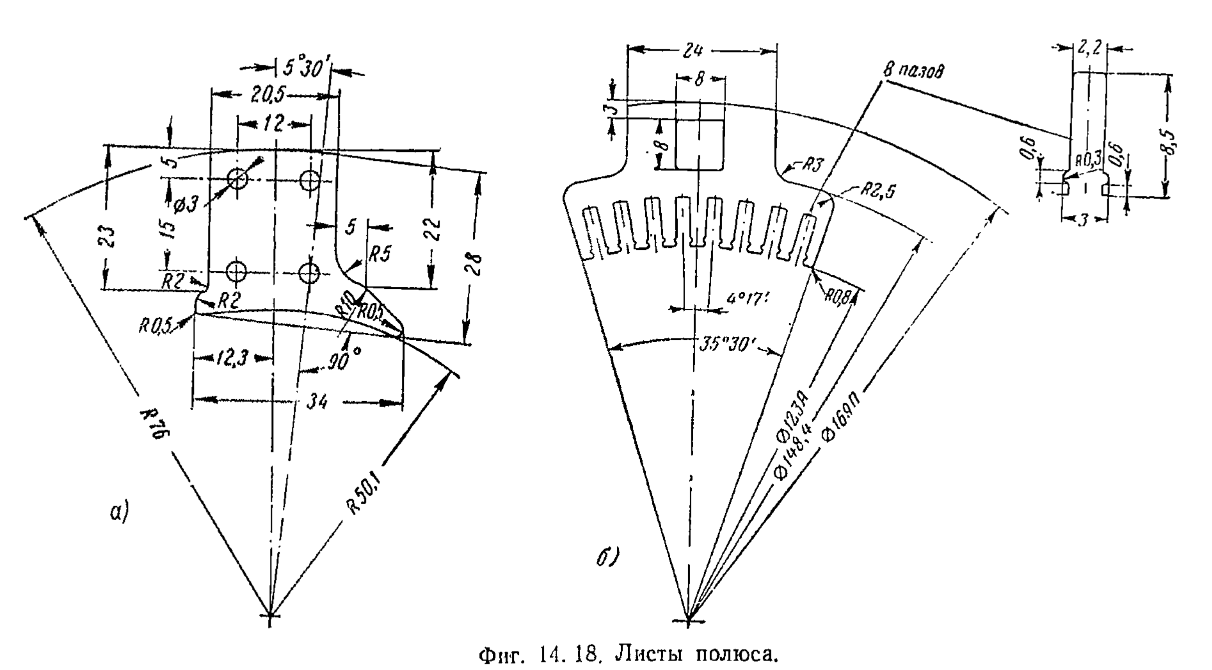
Высота полюсного наконечника определяется из того положения, что индукция в его наименьшем сечении не должна превосходить 20 000 *гс*, откуда

$$t = \frac{B_\delta}{20\,000} x \, [см]. \qquad (14.4)$$



Фиг. 14.17. Лист полюса электродвигателя.

Увеличение значения индукции в этом сечении приведет к снижению расчетного значения полюсного перекрытия α'. Поверхность полюса, прилегающая к корпусу, должна быть выполнена в соответствии с внутренним диаметром корпуса, а профиль полюсного наконечника должен строго соответствовать расчетным данным.

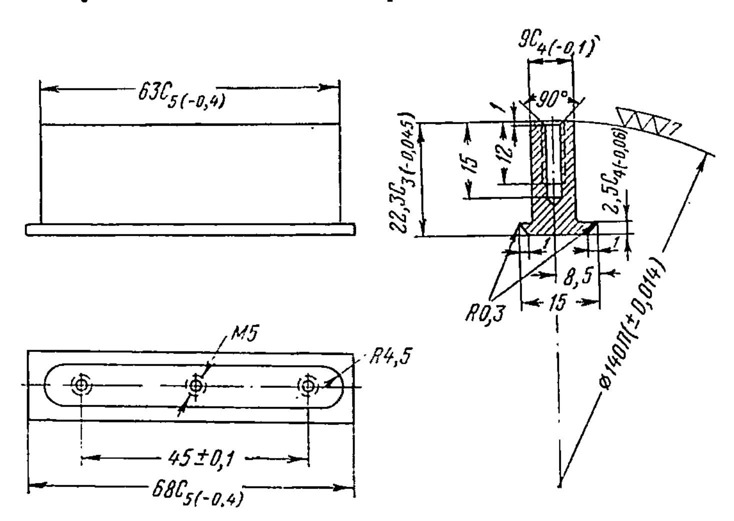


Фиг. 14.18. Листы полюса.

а—несимметричный полюс генератора серии ГСР. б—симметричный полюс компенсированного стартера-генератора.

Дополнительные полюсы

На фиг. 14.19 показано конструктивное исполнение дополнительных полюсов. Сердечник дополнительного полюса и полюсный наконечник выполняются заодно из отожженной стали армко. Сердечник дополнительного полюса крепится к станине при помощи винтов, аналогично главным полюсам. Число винтов должно быть не менее двух во избежание поворота полюса в машине. Несимметричное расположение наконечника дополнительного полюса вызвано стремлением уменьшить поток рассеяния дополнительного полюса.



Фиг. 14.19. Дополнительный полюс четырехполюсного генератора с полным числом дополнительных полюсов.

§ 4. МЕХАНИЧЕСКИЙ РАСЧЕТ КРЕПЛЕНИЯ ПОЛЮСОВ

Главные полюсы

Силы, действующие на главные полюсы (фиг. 14.20):

а) касательная сила $P_м$, вызванная действием момента вращения и приложенная к поверхности полюсов, обращенных к якорю;

б) вес G полюса с обмоткой, приложенной к оси полюса;

в) сила магнитного притяжения полюса к якорю и станине.

Сила магнитного притяжения полюса обычно исключается из рассмотрения, так как в намагниченной машине полюс притягивается к станине с большей силой, чем к якорю, и, следовательно, винт (болт), притягивающий полюс к станине, не нагружается силой магнитного притяжения.

Влияние веса полюса с обмоткой на полюсные винты (болты) зависит от положения полюса. В наихудших условиях находятся полюсы, расположенные, как указано на фиг. 14.20 (в полете лю-

бой полюс может оказаться в указанном положении). Если обозначить высоту полюса h_m, то под действием веса G образуется момент $^1/_2 h_m G$, который стремится повернуть полюс относительно точки A. Кроме того, в точке O образуется касательная сила $+G$, которая стремится сместить полюс по направлению силы веса.

Касательная сила на один полюс $P_м$, вызванная действием момента вращения, определится уравнением

$$P_м = \frac{M_{max}}{2p(R+\delta)} \quad (14.5)$$

и

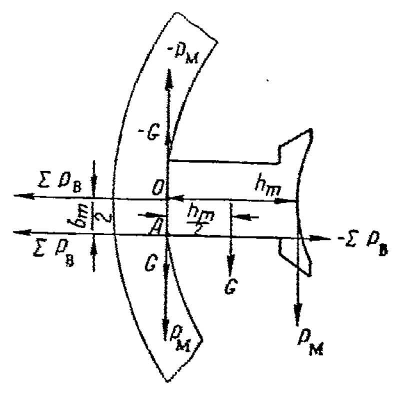
$$M_{max} = 97{,}5 \frac{P_э}{n} m \ [кг\ см], \quad (14.6)$$

где $R = \frac{D}{2}$ — радиус якоря в *см*;

δ — воздушный зазор в *см*;

$m = \frac{M_{max}}{M_н}$ — кратность максимального момента;

$P_э$ — электромагнитная мощность в *вт*.



Фиг. 14. 20. Силы и моменты, действующие на главный полюс.

Так как момент вращения может быть приложен мгновенно, то в расчете необходимо принимать двойное значение касательной силы, т. е.

$$P_м = 2\frac{mM_н}{p(D+2\delta)} = \frac{195mP_э}{pn(D+2\delta)} \ [кг]. \quad (14.7)$$

Касательная сила $P_м$, как и сила веса G, образует момент пары— сила $P_м$ на плечо h_m, который стремится повернуть полюс относительно точки A, и силу $+P_м$, стремящуюся сдвинуть полюс в направлении, обратном вращению якоря.

Чтобы воспрепятствовать смещению полюса, необходимо затянуть винты с такой силой, чтобы созданная при этом сила трения между полюсом и станиной противодействовала моменту пары от сил $P_м$ и G и сдвигающим силам $+(P_м+G)$. Таким образом момент пары сил $P_м$ и G, равный

$$P_м h_m + G\frac{h_m}{2},$$

должен уравновеситься моментом затяжки винтов (болтов), равным

$$\sum P'_в \frac{b_m}{2},$$

т. е.

$$P_м h_m + \frac{Gh_m}{2} = \sum P'_в \frac{b_m}{2},$$

откуда сила затяжки всех винтов (болтов) одного полюса для компенсации момента пары сил $P_м$ и G равна

$$\sum P'_в = 2\frac{h_m(P_м+0,5G)}{b_m}, \qquad (14.8)$$

где b_m — ширина главного полюса в *см*.

Кроме того, сила затяга винтов (болтов) образует силу трения, которая по величине должна превосходить касательные силы $+(P_м+G)$. Если обозначить коэффициент трения полюса по станине через μ, то

$$\sum P''_в = \frac{P_м+G}{\mu} \approx 5(P_м+G) \ [кг], \qquad (14.9)$$

где $\mu \approx 0{,}2$.

Следовательно, полная сила затяжки всех винтов (болтов) одного полюса, противодействующая сдвигу полюса, т. е. для компенсации влияния веса и момента вращения, равна

$$\sum P_в > \sum P'_в + \sum P''_в = P_м\left(2\frac{h_m}{b_m}+5\right) + G\left(\frac{h_m}{b_m}+5\right); \qquad (14.10)$$

учитывая (14.7), получим

$$\sum P_в > \frac{4mM_н}{p(D+2\delta)}\left(\frac{h_m}{b_m}+2{,}5\right) + G\left(\frac{h_m}{b_m}+5\right) \ [кг]. \qquad (14.11)$$

Растягивающие напряжения в винтах (болтах) главного полюса

$$\sigma_{в.\,п} = \frac{\sum P_в}{S_в} = \frac{4\sum P_в}{\pi d_0^2 k_в} \ [кг/см^2], \qquad (14.12)$$

где d_0 — внутренний диаметр нарезки винта в *см*;

$k_в$ — число винтов на полюс.

$\sigma_{в.п}$ должно быть меньше 1200 $кг/см^2$ для стали 3 и не превышать 2000 $кг/см^2$ для стали 5.

Дополнительные полюсы

(фиг. 14.21)

Силы, действующие на дополнительный полюс:

а) сила одностороннего магнитного притяжения к соседнему разноименному главному полюсу $P_{\delta д}$;

б) касательная сила, возникающая от взаимодействия тока коммутации в короткозамкнутой секции с магнитным потоком дополнительного полюса P_i;

в) вес дополнительного полюса с обмоткой в наиболее неблагоприятном положении полюса $G_д$.

Сила одностороннего магнитного притяжения, приложенная к наконечнику дополнительного полюса,

$$P_{\delta\,д} = 16\delta_д l_д\left(\frac{B}{10\,000}\right)^2 \ [кг], \qquad (14.13)$$

а индукция B в зазоре δ_l между полюсными наконечниками

$$B \approx \frac{2\delta_д B_к}{\tau - (b_p + b_д)} \frac{F_д}{F_д - F_я} = \frac{2B_к \delta_д}{\tau [1 - (\alpha + \alpha_д)]} \left(1 + \frac{F_я}{F_{0д}}\right), \quad (14.14)$$

где

$$\alpha = \frac{b_p}{\tau} \text{ и } \alpha_д = \frac{b_д}{\tau},$$

$F_д = F_я + F_{0д}$ — н. с. цепи дополнительного полюса;
$F_д$, $B_к$, $\delta_д$, $l_д$ и $b_д$ — соответственно намагничивающая сила, индукция в зазоре, воздушный зазор, длина и ширина наконечника дополнительного полюса;
$F_я = 0{,}5\tau A$ — н. с. якоря;
b_p — ширина полюсного наконечника главного полюса.

Учитывая (14.14), получим

$$P_{\delta д} = 64\delta_д^3 l_д \left(\frac{B_к}{10\,000}\right)^2 \left\{\frac{1 + \frac{F_я}{F_{0д}}}{\tau [1 - (\alpha + \alpha_д)]}\right\}^2. \quad (14.15)$$

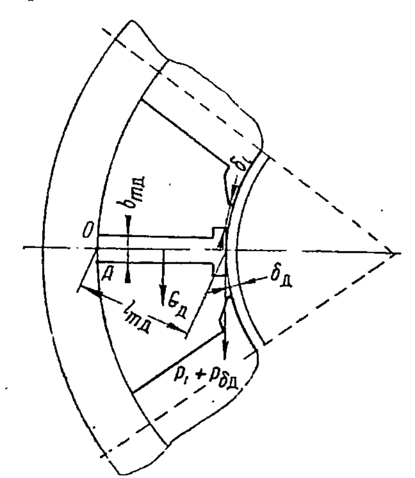
Отметим, что при половинном числе дополнительных полюсов индукция в зазоре $B_к$ возрастает в 2,5 раза и более и, следовательно, сила $P_{\delta д}$ увеличивается в 6 раз и более.

Касательная сила от коммутационных токов, приложенная к наконечнику дополнительного полюса, равна

$$P_i = 0{,}07 A B_к b_{к.з} l_д 10^{-6} \text{ [кг]}, \quad (14.16)$$

где A — линейная нагрузка в *а/см*;
$b_{к.з}$ — ширина коммутационной зоны в *см* (см. 6.27).

В машинах с половинным числом дополнительных полюсов эта сила примерно в 2,5 раза больше, чем при полном их числе.



Фиг. 14.21. Силы и моменты, действующие на дополнительный полюс.

В самый неблагоприятный момент к дополнительному полюсу приложены три касательные силы: $P_{\delta д} + P_i$, приложенные к наконечнику дополнительного полюса, и сила веса $G_д$, приложенная в центре тяжести дополнительного полюса. Эти силы, как было показано ранее, стремятся повернуть дополнительный полюс около точки A и сдвинуть его в направлении суммы касательных сил. Для компенсации влияния касательных сил $P_{\delta д}$, P_i и $G_д$ винты дополнительного полюса должны быть затянуты в соответствии с формулой (14. 10) с силой

$$\sum P_{в.д} = (P_{\delta д} + P_i)\left(2\frac{h_{mд}}{b_{mд}} + 5\right) + G_д\left(\frac{h_{mд}}{b_{mд}} + 5\right) \text{ [кг]}, \quad (14.17)$$

где $h_{m\,д}$ и $b_{m\,д}$ — высота дополнительного полюса и ширина сердечника дополнительного полюса.

Если учесть внезапность приложения нагрузки и перегрузку, то последнее выражение принимает вид (силы $P_{\delta д}$ и P_i — зависят от квадрата тока нагрузки):

$$\sum P_{в.\,д} = 8m^2(P_{\delta\,д} + P_i)\left(\frac{h_{m\,д}}{b_{m\,д}} + 2{,}5\right) + G_д\left(\frac{h_{m\,д}}{b_{m\,д}} + 5\right)\,[кг]. \quad (14.18)$$

Растягивающие напряжения в винтах дополнительного полюса

$$\sigma_{в.\,д} = \frac{4\sum P_{в.\,д}}{\pi d_0^2 k_{в.\,д}}\,[кг/см^2], \quad (14.19)$$

где $k_{в.\,д}$ — число винтов дополнительного полюса;
d_0 — внутренний диаметр нарезки в *см*.

§ 5. ОБМОТКИ ВОЗБУЖДЕНИЯ

Обмотки возбуждения машин постоянного тока неподвижны и располагаются на главных и дополнительных полюсах. В зависимости от способа возбуждения машина может иметь либо параллельную (шунтовую), либо последовательную (сериесную) обмотку возбуждения, расположенную на главных полюсах. Часто применяются машины смешанного возбуждения, имеющие параллельную и последовательную обмотки возбуждения. Машины мощностью более 3 *квт* для улучшения коммутации обычно снабжаются обмотками возбуждения, расположенными на дополнительных полюсах и включенными последовательно в цепь якоря. Машины с широким диапазоном изменения скорости вращения, работающие в тяжелых условиях коммутации, кроме того, снабжаются компенсационными обмотками возбуждения, расположенными в полюсных наконечниках главных полюсов и включенными последовательно в цепь якоря. Эти обмотки, как известно, служат для компенсации н. с. якоря.

В зависимости от конструктивного исполнения различают два вида обмоток возбуждения:

а) сосредоточенные — катушечные — обмотки (проволочные или полосовые) и

б) распределенные обмотки.

Сосредоточенные — катушечные — обмотки обычно применяются для возбуждения главных и дополнительных полюсов. Распределенные обмотки применяются как компенсационные и в специальных, редких случаях для возбуждения главных полюсов. Для главных полюсов авиационных машин применяются гибкие проволочные катушки. Проволочные катушки параллельного возбуждения обычно состоят из большого числа витков малого сечения. Для них применяются изолированные провода марки ПЭЛ, ПЭШО, ПЭЛШО, ПШО, ПБО, ПБД, ПЭВ-2 или ПЭМ-2, ПЭТСО и др.

Катушки изолируются одним слоем лакошелка толщиной 0,06 *мм* в полуперекрышку и одним слоем изоляционной ленты толщиной 0,18 и шириной 16÷20 *мм* в полуперекрышку. Катушки соединяют

R70

96^{+2} 96^{+2} 96^{+2}

65 не более

$68,5^{+0,5}$

$29,2^{+0,5}$

R22

21 не более

1

2

6

7

A

Б

C

D

K

Сторона перехода

Вид по стрелке K

8

9

Схема соединений

Разрез по АБ

18,5 не более

20 не более

5

4

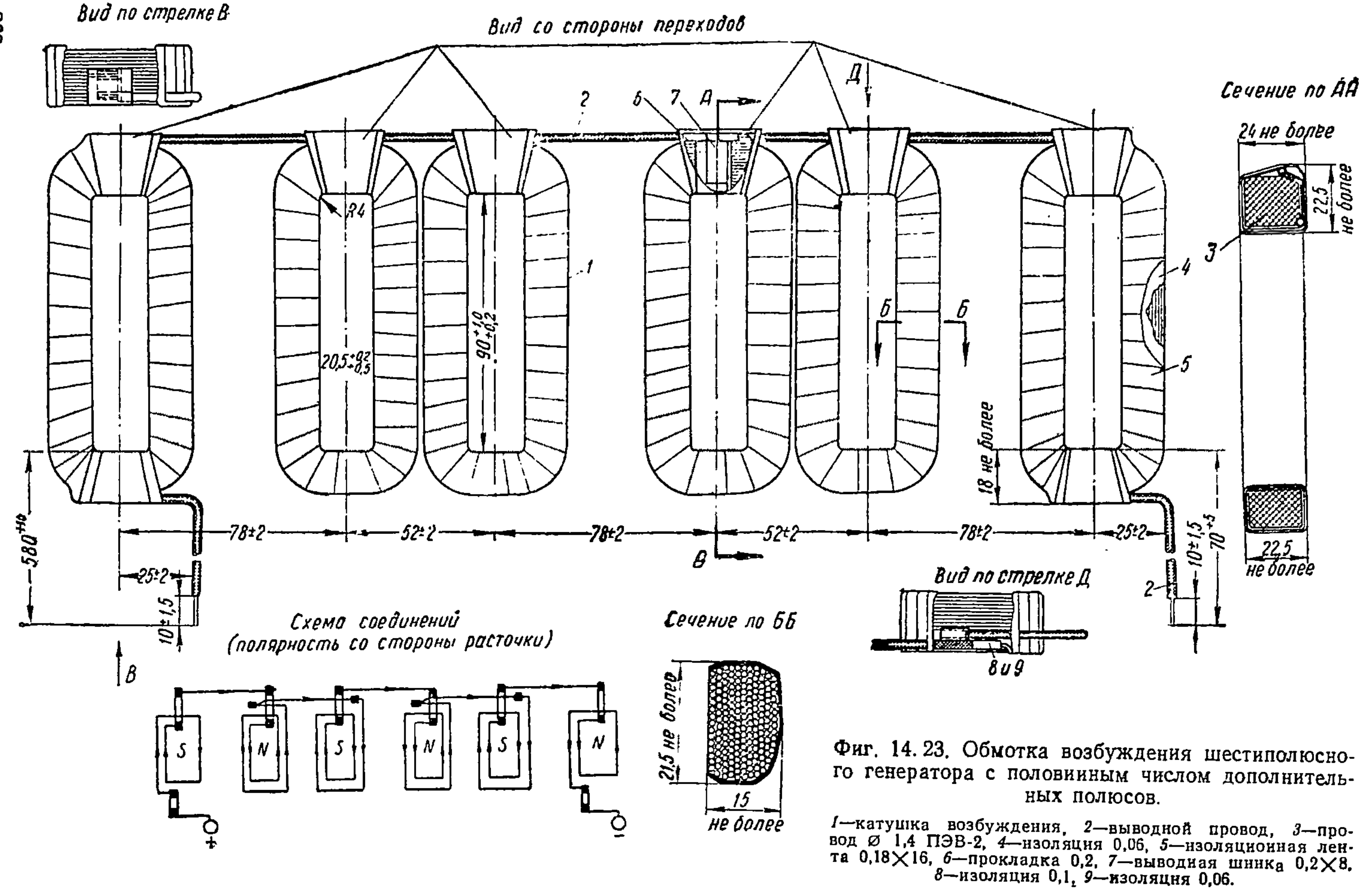
3

Сечение по CD

1 2 3 4 5 6 7 8 9 10 11 12 13

Фиг. 14. 22. Обмотка возбуждения четырехполюсного генератора с полным числом дополнительных полюсов.

1—катушка возбуждения, 2—вывод, 3—провод, 4—изоляционная лента 0,18×20, 5—изоляционная лента 0,1, 6—прокладка 0,2, 7—выводная шина 0,2×6, 8—прокладка 0,2, 9—изоляция 0,1. Места соединений паяют чистым оловом О2.



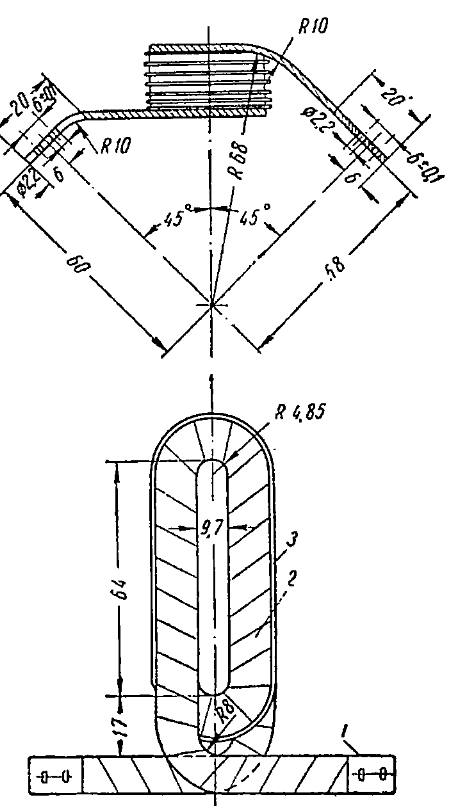
Фиг. 14.23. Обмотка возбуждения шестиполюсного генератора с половиным числом дополнительных полюсов.

1—катушка возбуждения, 2—выводной провод, 3—провод Ø 1,4 ПЭВ-2, 4—изоляция 0,06, 5—изоляционная лента 0,18×16, 6—прокладка 0,2, 7—выводная шинка 0,2×8, 8—изоляция 0,1, 9—изоляция 0,06.

между собою при помощи гибкого медного изолированного провода (марки ПШНДО), а выводы выполняются медным гибким изолированным проводом (марки МГШДОЛК). Места соединения паяют чистым оловом марки О2.

На фиг. 14. 22 и 14. 23 приведены рабочие чертежи катушек возбуждения главных полюсов четырех- и шестиполюсных авиационных генераторов, из которых ясна схема соединения и обычно применяемая конструкция. Для дополнительных полюсов авиационных машин могут применяться проволочные или полосовые катушки. Обычно применяют полосовые катушки, которые намотаны медным неизолированным проводом прямоугольного сечения, согнутым на высокое ребро.

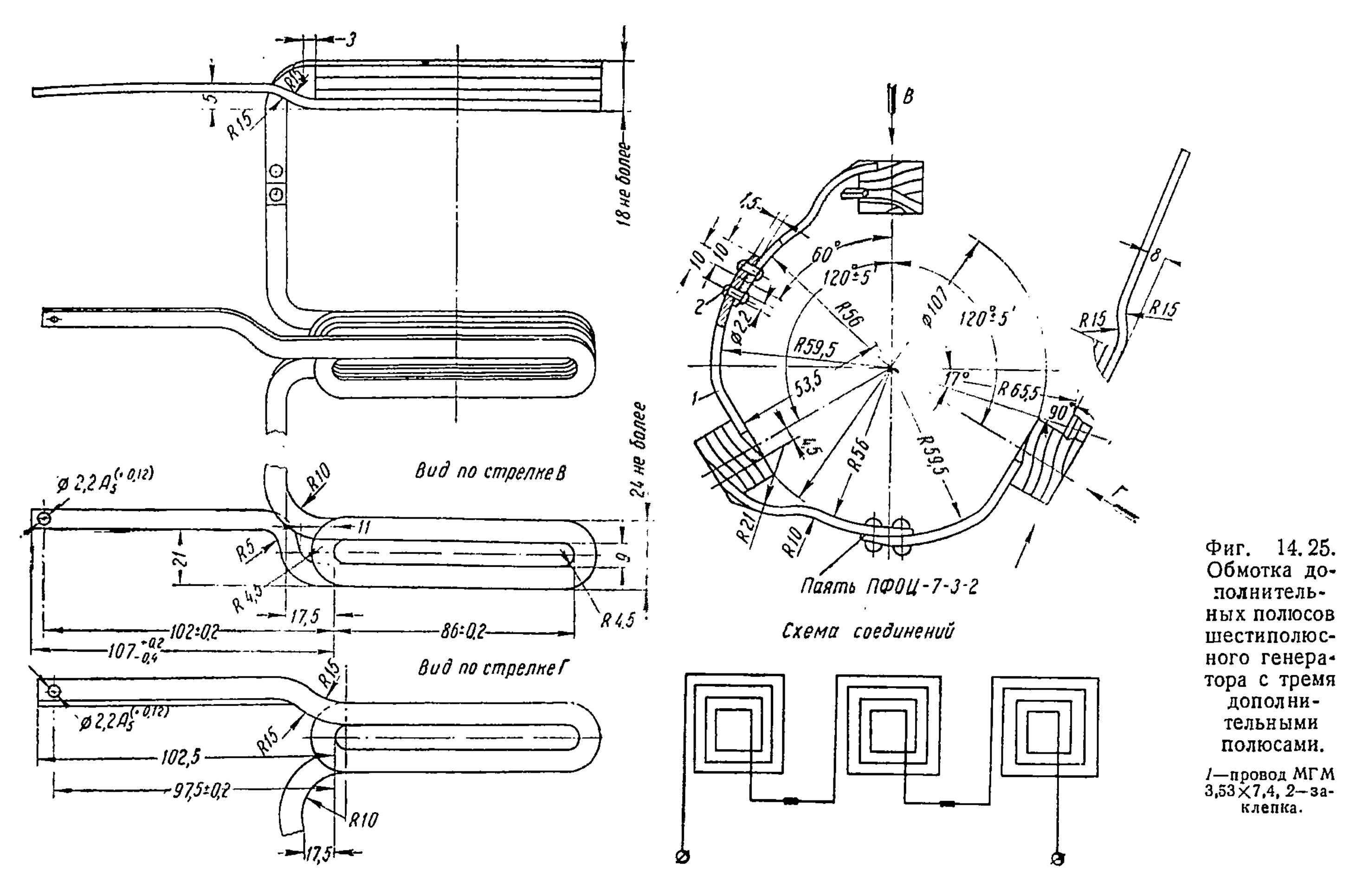
На фиг. 14. 24 и фиг. 14. 25 показаны схемы соединения и конструкции катушек дополнительных полюсов четырехполюсной машины с полным числом дополнительных полюсов и шестиполюсной машины с половинным числом дополнительных полюсов. При определении высоты катушки дополнительного полюса необходимо учесть место для переходов. Намотку всех катушек ведут одной непрерывной шинкой без переходных соединений. Если это вызывает затруднения, то можно катушки изготовить раздельно, как это показано на фиг. 14. 24. Выводные концы катушек припаяны серебряным припоем ПСР-25 к минусовому кольцу междущеточного соединения.



Фиг. 14. 24. Катушка дополнительного полюса четырехполюсного генератора с полным числом дополнительных полюсов.

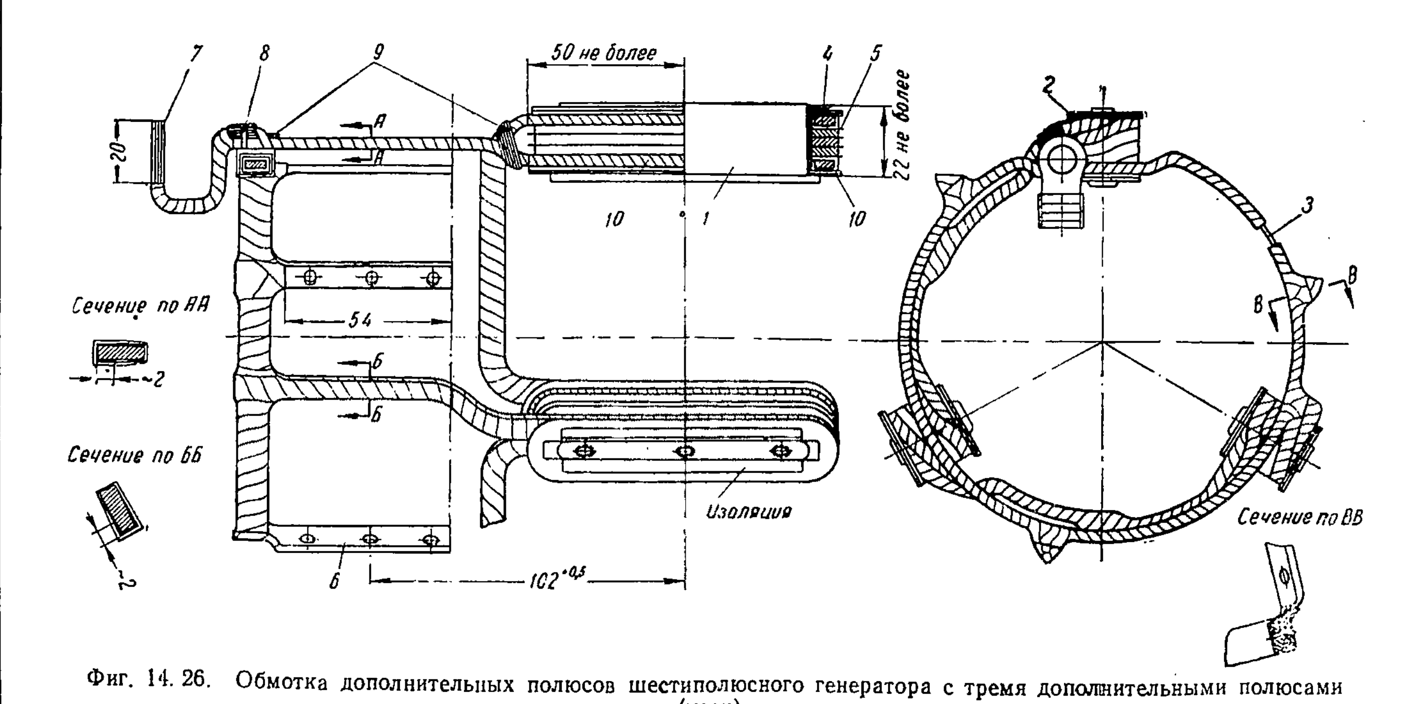
1—медный провод, *2*—изоляция крайних витков лакошелком 0,1 в полуперекрышку, *3*—изоляция катушки (приклеивается на бакелитовом лаке).

Витки катушек изолируются лакошелком толщиной 0,06 *мм*. Между витками прокладываются полоски из электрокартона толщиной 0,1 *мм*. Крайние витки катушки изолируются лентой (один слой в полуперекрышку). Боковые поверхности полюсов покрыты лаком № 302 и оклеены одним слоем электрокартона толщиной 0,1 *мм*. Катушки пропитываются маслокрезольным лаком и просушиваются, что повышает их влагостойкость. Для уменьшения потока рассеяния дополнительных полюсов катушку по возможности приближают к поверхности якоря.



Фиг. 14.25. Обмотка дополнительных полюсов шестиполюсного генератора с тремя дополнительными полюсами.

1—провод МГМ 3,53×7,4, 2—заклепка.

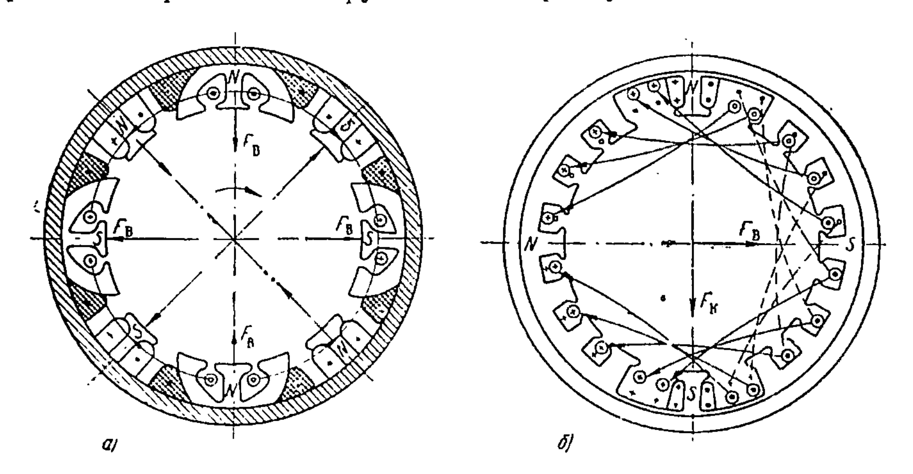


Фиг. 14. 26. Обмотка дополнительных полюсов шестиполюсного генератора с тремя дополнительными полюсами (узел).

1—дополнительный полюс, 2—катушка дополнительного полюса, 3—контактное кольцо, 4—провод, 5—изоляционные прокладки, 6—контактная пластина, 7—шинка, 8—заклепка, 9—бандаж, 10—изоляция.

На фиг. 14.26 приведена обмотка возбуждения дополнительных полюсов в сборе с последними.

Компенсационная обмотка выполняется распределенной. Виток компенсационной обмотки состоит из двух прямолинейных изолированных проводников круглого или прямоугольного сечения, со-



Фиг. 14.27. Компенсационные обмотки авиационных генераторов.

а—четырехполюсный генератор мощностью 9 *квт*, *б*—двухполюсный генератор с распределенной обмоткой возбуждения (неявновыраженные полюсы).

единенных между собою неизолированными дугами из полосовой меди. На фиг. 14.27 приведено одно из возможных исполнений компенсационной обмотки авиационного генератора.

Глава XV

ПОДШИПНИКИ

§ 1. ЭЛЕМЕНТЫ КОНСТРУКЦИИ

В авиационных электрических машинах применяются практически только подшипники качения, важным преимуществом которых являются малые габариты и вес, незначительные потери на трение и малый износ, простота обслуживания и экономия смазочных материалов, а также возможность восприятия значительной аксиальной нагрузки. При разработке конструкции подшипникового узла решаются следующие задачи:

а) выбор подшипника по прочности и износу;

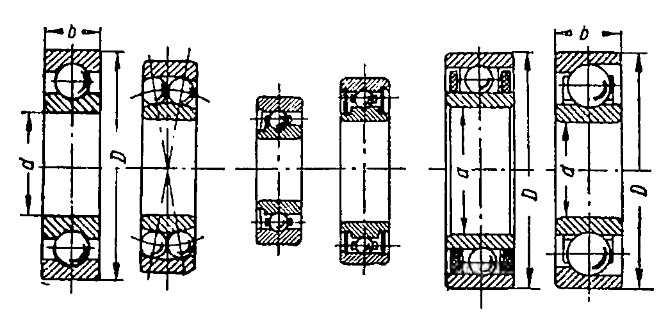
б) способ посадки подшипника на вал и в щит;

в) смазка подшипника и защита от попадания смазки внутрь машины.

По точности основных размеров и по точности вращения шарико- и роликоподшипники делятся на пять основных классов: Н — нормальный, П — повышенный, В — высокий, А — особо высокий и

С — сверхвысокий. Кроме того, изготовляются подшипники промежуточных классов точности: ВП, АВ и СА, где буква слева указывает точность внутреннего, а справа — класс точности наружного кольца.

Точность вращения характеризуется радиальными биениями колец, боковыми биениями торцев внутреннего кольца и боковым биением колец по дорожкам качения.



Фиг. 15. 1. Подшипники, применяемые в электромашиностроении.

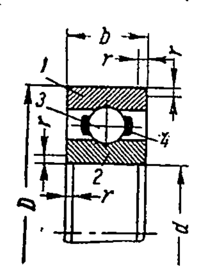
По основным габаритным размерам шарико- и роликоподшипники делятся на следующие серии: сверхлегкие, особо легкие, легкие, средние, тяжелые и особо тяжелые. Перечисленные серии отличаются между собой при одинаковой величине внутреннего диаметра d значениями наружного диаметра D и ширины b, которые возрастают по мере перехода от сверхлегких к особо тяжелым сериям. Более легкие типы подшипников обладают меньшим коэффициентом работоспособности.

По характеру воспринимаемого усилия шарико- и роликоподшипники разделяются на:

радиальные (однорядные, двухрядные);

радиально-упорные (однорядные, двухрядные и сдвоенные); упорные (однорядные и сдвоенные).

В электромашиностроении нашли применение практически все типы подшипников. На фиг. 15. 1 приведены некоторые наиболее часто применяемые типы подшипников.



Фиг. 15. 2. Основной тип радиального однорядного шарикоподшипника.

1—наружное кольцо, *2*—внутреннее кольцо, *3*—шарик, *4*—сепаратор.

В авиационном электромашиностроении обычно применяют однорядные радиальные шарикоподшипники (фиг. 15. 2), состоящие из наружного и внутреннего стальных колец (*1* и *2*), шариков *3* и сепаратора *4*, изготовленного из стальной ленты.

Конструктивными разновидностями этого типа подшипников являются:

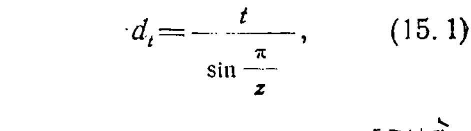
а) подшипники без защитной шайбы (фиг. 15. 3);

б) подшипники с одной или двумя защитными шайбами (фиг. 15. 4);

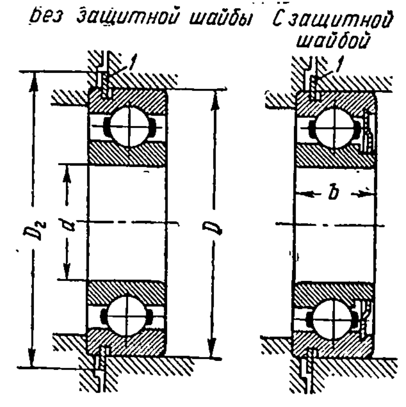
в) подшипники с односторонними или двусторонними фетровыми уплотнениями (фиг. 15. 5).

Для электромашин особо малой мощности (менее 50 *вт*) иногда применяют конусные бессепараторные шарикоподшипники (фиг. 15. 6).

Если обозначить диаметр и число шариков соответственно через $d_ш$ и z, а расстояние между центрами шариков через t, то диаметр окружности по центру шариков

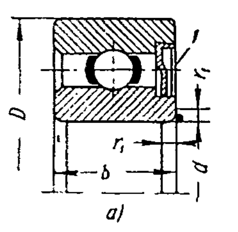


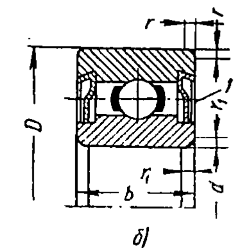
$$d_t = \frac{t}{\sin\frac{\pi}{z}}, \qquad (15.1)$$



Фиг. 15. 3. Радиальный однорядный шарикоподшипник с канавкой на наружном кольце.

1—установочное кольцо.



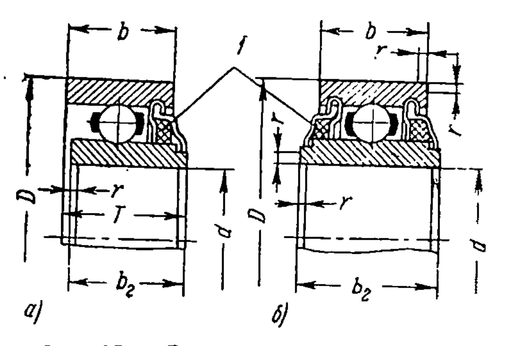


Фиг. 15. 4. Радиальные однорядные шарикоподшипники с одной (*а*) или двумя (*б*) защитными шайбами.

1—защитные шайбы.

где $t = (1{,}005—1{,}01)d_ш$— для подшипников без сепараторов и
$t = (1{,}60—1{,}70)d_ш$ — для подшипников, снабженных сепаратором.

Радиус кривизны канавки при этом $R = 0{,}525 d_ш$.



Фиг. 15. 5. Радиальные однорядные шарикоподшипники с односторонним (*а*) и двусторонним (*б*) фетровым уплотнением.

1—фетровое уплотнение.

В полузакрытых и закрытых подшипниках (с одной или двумя защитными шайбами) шайбы не выходят за габарит шарикоподшипника. Между шайбой и сепаратором, а также между шайбой и внутренним кольцом обеспечивается зазор при всех режимах работы.

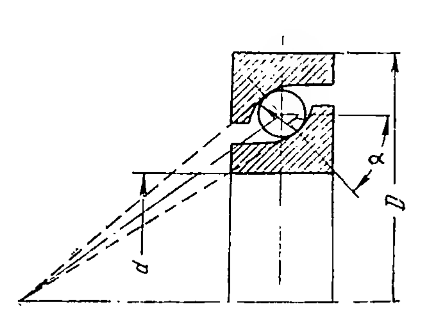
Закрытые подшипники при сборке их на заводе-изготовителе заполняются нейтральной предохраняющей от коррозии рабочей консистентной смазкой. Полузакрытые подшипники на заводе-изготовителе смазкой не заполняются.

По требованию заказчика шарикоподшипники поставляются любого класса точности по ГОСТ 520—55.

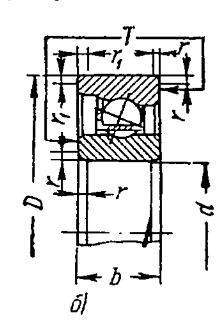
Преимущество закрытых подшипников состоит в том, что они могут устанавливаться в головку подшипника уменьшенного габа-

рита и веса. Кроме того, они допускают более редкое пополнение смазкой. Так, в авиационных генераторах пополнение смазкой закрытого подшипника со стороны привода производится через каждые 100 час. работы.

Все радиальные подшипники, приведенные на фиг. 15. 2—15. 5, допускают аксиальную нагрузку, равную 25% от радиальной. Если аксиальная нагрузка превосходит указанное значение, то применяют радиально-упорный подшипник, изображенный на фиг. 15. 7, который может воспринимать аксиальную нагрузку, равную радиальной.



Фиг. 15. 6. Конусный бессепараторный подшипник.



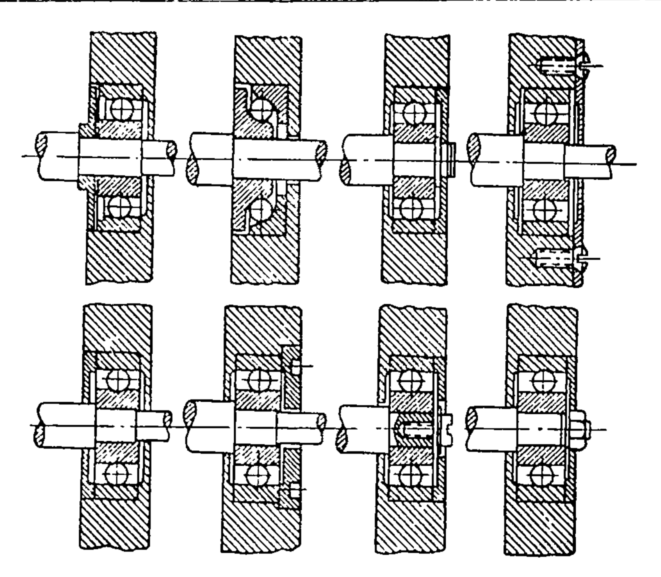
Фиг. 15. 7. Однорядные радиально-упорные шарикоподшипники. Основной тип (*а*) и разъемный, со съемным наружным кольцом (*б*).

Роликоподшипники, применяемые для тяжелых случаев нагрузки, в авиационных машинах постоянного тока не применяются и здесь не рассматриваются. Отметим только, что роликовые подшипники имеют те же монтажные размеры, что и шариковые.

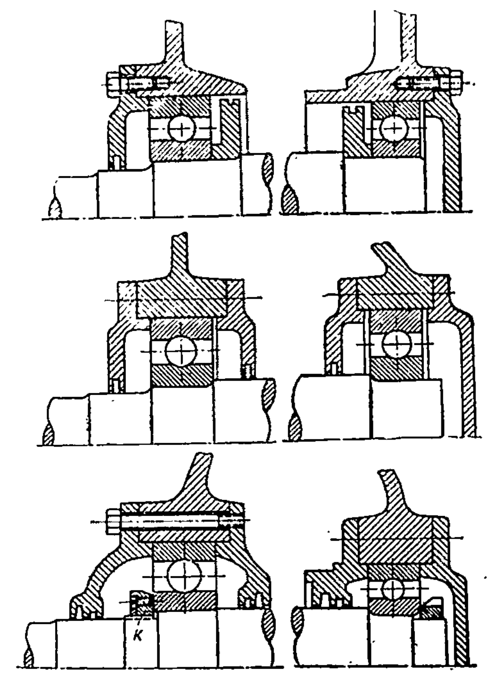
Посадка подшипника на вал и в щит

Посадка подшипника на вал и в щит выполняется различными способами в зависимости от типа, мощности и назначения машины. На фиг. 15. 8 и 15. 9 приведены некоторые типы посадок открытых шарикоподшипников, применяемых в электромашиностроении.

В случае применения закрытых подшипников шайба выносится за пределы подшипниковых гнезд. В авиационном электромашиностроении применяют шарикоподшипники, которые обладают повышенными эксплуатационными свойствами. Закрытые шарикоподшипники, применяемые в генераторах ГСР-9000 (№ 180504 — со стороны коллектора и № 180506 — со стороны привода), имеют по две легкосъемные стальные защитные шайбы с каждой стороны подшипника, между которыми проложены для уплотнения резиновые шайбы. Конструкция закрытых шарикоподшипников предусматривает возможность снятия защитных шайб и пополнения запаса смазки. Аналогичные закрытые подшипники применяются и для других авиационных электрических машин. На фиг. 15. 10 и 15. 11 показаны типовые способы посадки закрытых шарикоподшипников в авиационном двигателе и генераторе постоянного тока со стороны коллектора (*а*) и со стороны привода (*б*).

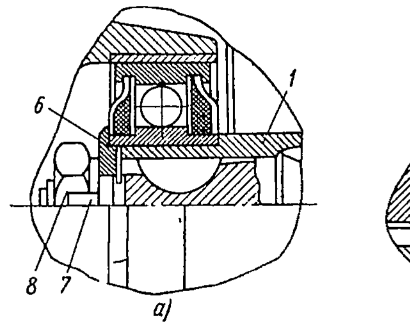


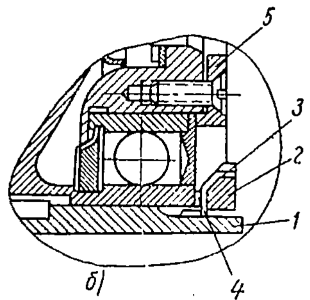
Фиг. 15.8. Некоторые типы посадок открытых шарико-подшипников, применяемых для электрических машин малой мощности.



Фиг. 15.9. Некоторые типы посадок открытых шарикоподшипников, применяемых в общем электромашиностроении.

Внутренние кольца подшипников насаживаются на вращающийся вал плотно, а внешние кольца вставляются в подшипниковые щиты подвижно. Для обеспечения осевого температурного смещения вала





Фиг. 15.10. Посадка на вал закрытых шарикоподшипников авиационного генератора со стороны коллектора (*а*) и со стороны привода (*б*).

1—полый вал, *2*—гайка, *3*—стопорная шайба, *4*—дистанционная шайба, *5*—нажимной фланец, *6*—шайба, *7*—стопорная шайба, *8*—гайка.

(игры вала) и компенсации допусков на обработку и сборку деталей один из подшипников фиксирует положение вала, а второй — допускает его аксиальное перемещение. Таким образом, у фиксирующего подшипника внешнее и внутреннее кольца не должны иметь осевого смещения, так как он закрепляет неподвижно якорь в осевом направлении. У направляющего подшипника, наоборот, внешнее кольцо должно иметь свободу перемещения в обе стороны. Обычно направляющие подшипники располагают со стороны, противоположной приводу.

Фиг. 15.11. Посадка на вал открытого радиального шарикоподшипника авиационного электродвигателя мощностью 2500 *вт*.

1—вал, *2*—уплотнение, *3*—стальная втулка, *4*—алюминиевый щит, *5*—нажимной фланец, *6*—уплотнение, *7*—упорное кольцо.

Смазка

Для подшипников качения применяют полугустую или жидкую смазку. В общем электромашиностроении обычно применяют полугустую смазку — вазелин, тавот, аксоголин, которой заполняют подшипниковую камеру примерно один раз в год. Жидкая смазка применяется только в специальных случаях для быстроходных машин.

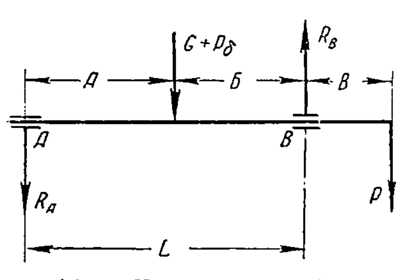
Однако перечисленные сорта полугустой смазки неприменимы для авиационных электрических машин. При низких температурах до —60° они (особенно тавот) загустевают и даже превращаются в кристаллическую массу, что при пуске машины повышает момент трогания, выводя из строя подшипники. При высоких температурах (100° и выше) они стано-

вятся жидкими и вытекают из подшипников, нарушая смазку. Таким образом, основное требование, предъявляемое к смазке авиационных электрических машин,—удовлетворительная работа ее при широком изменении температуры от —60 до +100° и выше.

Для авиационных электрических машин применяются специальные сорта смазки. В частности, смазка ГСА на кашалотовом жире и новая смазка ОКБ-122-7, применяемая для генераторов серии ГСР.

§ 2. РАСЧЕТ ШАРИКОПОДШИПНИКОВ

Расчет подшипников качения производят, учитывая, что аксиальная сила прикладывается к подшипнику, который осуществляет осевую фиксацию вала. Долговечность h, скорость вращения n и нагрузка подшипника P связаны между собой уравнениями:



Фиг. 15. 12. К расчету усилий, действующих на подшипник.

для подшипника, расположенного со стороны привода и осуществляющего фиксацию вала,

$$C \geqslant k_\delta (R_B + mA)(nh)^{0,3}, \quad (15.2)$$

для подшипника, расположенного со стороны коллектора и позволяющего осевое перемещение вала,

$$C \geqslant k_\delta R_A (nh)^{0,3}. \quad (15.3)$$

В последних уравнениях реакция в опоре B со стороны привода

$$R_B = P\frac{L+B}{L} + (G+P_\delta)\frac{A}{L}, \quad (15.4)$$

реакция в опоре A со стороны коллектора

$$R_A = P\frac{B}{L} + (G+P_\delta)\frac{Б}{L}. \quad (15.5)$$

Реакции в опорах определяются при наиболее неблагоприятном случае, когда радиальная сила P направлена вниз для R_B и вверх для R_A (фиг. 15.12). Здесь

P — сила, приложенная на свободном конце вала, определяется для номинального режима работы;

P_δ — сила одностороннего магнитного притяжения;

A — аксиальная нагрузка (если нет явновыраженной аксиальной нагрузки, то обычно принимают $A=0,15G$, где G — полный вес якоря; в авиационных электрических машинах в этом случае принимают $A=G$, так как в полете машина может оказаться в пространстве в любом положении);

h — долговечность подшипника в час.;

C — коэффициент работоспособности — постоянная подшипника по табл. 15. 1;

k_δ — коэффициент, учитывающий характер нагрузки, из табл. 15. 2;

m — коэффициент, учитывающий различие во влиянии на долговечность радиальных и аксиальных усилий.

Таблица 15.1

Шарикоподшипники радиальные однорядные

Серия	Легкая			Средняя					
d *мм*	D *мм*	b *мм*	$C\cdot10^{-3}$	D *мм*	b *мм*	r *мм*	$C\cdot10^{-3}$	n об/мин	G *кг*
4	13	5	1,8	—	—	—	—	—	—
5	16	5	2,56	—	—	—	—	—	—
6	19	6	2,56	—	—	—	—	—	—
7	22	7	2,07	—	—	—	—	—	—
8	24	8	3,07	—	—	—	—	—	—
9	26	8	4,35	—	—	—	—	—	—
10	30	9	5,7	35	10	—	—	—	—
12	32	10	6,7	37	12	1,5	9,4	10000	5,8
15	35	11	7,12	42	13	1,5	11,5	10000	7,5
17	40	12	8,72	47	14	1,5	13,8	10000	10,0
20	47	14	11,8	50	15	2,0	15,5	10000	14,0
25	52	15	13,7	62	17	2,0	20,9	10000	24,5
30	62	16	18,7	72	19	2,0	27,7	5000	34,0
35	72	17	23,2	80	21	2,5	32,3	5000	46,4
40	80	18	28,1	90	23	2,5	39,2	5000	64,5
45	85	19	31,1	100	25	2,5	48,1	3500	85
50	90	20	34,3	110	27	3,0	57,0	3500	112
55	100	21	40,7	120	29	3,0	64, 4	2500	141
60	110	22	48,1	130	31	3,5	73,3	2500	178
65	120	23	54,5	140	33	3,5	83,0	1500	213
70	125	24	57,5	150	35	3,5	93,3	1500	262
75	130	25	62,2	160	37	3,5	101	1500	318
80	140	26	70,0	170	39	3,5	113	1500	373
85	150	28	80,5	180	41	4,0	125	1500	459
90	160	30	89,2	190	43	4.0	137	1500	530
95	170	32	99,7	200	45	4,0	150	1500	607
100	180	34	109	215	47	4,0	165	1000	768

d—внутренний диаметр; C—коэффициент работоспособности; D—внешний диаметр; n—предельная скорость вращения, b—ширина; G—вес 100 шт. подшипников; r—радиус закругления.

Таблица 15.2

Примерные значения коэффициента k_δ

Характер нагрузки на подшипник			
Постоянная спокойная	Слабые толчки	Значительные толчки или вибрация	Ударная нагрузка с сильными и частыми толчками
1,0	1,5	2,0	3,0

Примечание. Для авиационных электрических машин в зависимости от характера нагрузки можно принимать k_δ от 1,5 (двигатели преобразователей) до (2,0÷3,0) (генераторы поршневых авиадвигателей).

Для радиальных однородных подшипников всех серий $m=1,5$, для радиальных сферических подшипников легкой серии диаметром до 40 *мм* $m=3,5$. Значения A, $Б$, B и L — ясны из фиг. 15. 12. Расчетная долговечность шарикоподшипника обычно принимается равной $h=(10\div20)\,10^3$ час. В авиационных электрических машинах ее можно снизить примерно в 10 раз. В этом случае из (15. 2) и (15. 3) получим выражения для h и n, а именно:

$$h=\frac{1}{n}\left(\frac{C}{Q}\right)^{10/3}, \tag{15.6}$$

$$n=\frac{1}{h}\left(\frac{C}{Q}\right)^{10/3}, \tag{15.7}$$

где $Q=k_\delta(R_B+mA)$ или $k_\delta R_A$.

Из последних уравнений следует, что при прочих равных условиях долговечность подшипника обратно пропорциональна скорости вращения. Однако последнее обстоятельство не может быть использовано в полной мере, так как каждый тип подшипника имеет свою предельно допустимую скорость вращения (см. табл. 15. 1). Расчетная долговечность (расчетный срок службы), статическая нагрузка и предельная скорость вращения шарико- роликоподшипников указываются в каталогах.

Расчетной долговечностью называется время, в течение которого не менее 90% подшипников данного типа должны проработать без появления признаков усталости металла, т. е. выкрашивания металла на рабочих поверхностях. *Предельной скоростью вращения* называется скорость, при которой еще гарантируется расчетная долговечность подшипника.

Момент сил трения шарикоподшипника — момент трения — может быть определен уравнением

$$M_т=1{,}14\lambda\left(1+\frac{D_в}{d_ш}\right)Q\ [гсм], \tag{15.8}$$

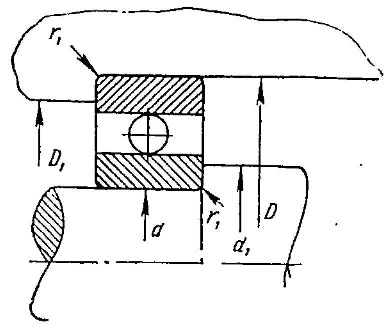
где λ — коэффициент трения качения, величина которого зависит от диаметра шарика, состояния поверхности качения, деформации соприкасающихся тел и т. д. Среднее значение λ радиальных шарикоподшипников повышенного класса точности, применяемых для малых электродвигателей, равно $\lambda=(4\div6)\ 10^{-4}$ *см;*

Q — сила, действующая на подшипник в *г*;

$D_в$ — внутренний диаметр качения (наружный диаметр внутреннего кольца).

В табл. 15.3 и на фиг. 15.13 приведены диаметры заплечиков вала и корпуса для радиальных шарикоподшипников.

Ниже приведены основные размеры радиальных шарикоподшипников с защитными шайбами ГОСТ 7242—54 (табл. 15.4) и с фетровыми уплотне-



Фиг. 15.13. К табл. 15.3.

Таблица 15.3

Диаметры заплечиков вала и корпуса для радиальных шарикоподшипников (см. фиг. 15.13)

Легкая серия								Средняя серия							
d мм	D мм	d_1 мм	D_{1max} мм	D_{1min} мм	r_1 мм max	r_1 мм min	r мм	d мм	D мм	d_1 мм	D_{1max} мм	D_{1min} мм	r_1 мм max	r_1 мм min	r мм
4	16	7	13	12				—	—	—	—	—	—	—	—
5	19	8	16	15	0,7	0,3	0,3	—	—	—	—	—	—	—	—
6	19	9	16	15				—	—	—	—	—	—	—	—
7	22	10	18	16				—	—	—	—	—	—	—	—
8	22	12	19	18				—	—	—	—	—	—	—	—
9	26	13	22	20				—	—	—	—	—	—	—	—
10	30	14	26	24	1,3	0,7	0,6	10	35	14	30	28	1,3	0,7	0,6
12	32	16	28	26				12	37	16	32	30	—	—	—
15	35	19	30	28				15	42	20	35	32	1,9	1,1	1
17	40	22	34	32				17	47	22	40	38			
20	47	25	40	36				20	52	26	45	42			
25	52	30	45	40	1,9	1,1	1	25	62	32	55	52	2,5	1,3	1
30	62	35	55	50				30	72	38	65	60			
35	72	42	65	60				35	80	42	72	68			
40	80	48	72	68				40	90	48	80	75	3,1	1,8	1,5
45	85	52	75	70	2,5	1,3	1	45	100	55	90	85			
50	90	58	80	75				50	110	60	100	95			
55	100	65	90	85				55	120	68	105	100	3,7	2	2
60	100	70	100	95	3,1	1,8	1,5	60	130	75	115	110	4,3	2,5	2

D_{max} — соответствует стальному корпусу;
D_{1min} — соответствует корпусу из цветного сплава;
r_1 — радиус закругления подшипника;
r — радиус заплечика.

18*

Шарикоподшипники радиальные однорядные с одним или двумя защитными шайбами (ГОСТ 7242—54)

d мм	Серия: Особо легкая D мм	b мм	r мм	r_1 мм	Легкая D мм	b мм	r мм	r_1 мм	Средняя D мм	b мм	r мм	r_1 мм
4	—	—	—	—	13	5	0,3	0,3	16	5	0,5	0,3
5	—	—	—	—	16	5	0,5	0,3	19	6	0,5	0,3
6	—	—	—	—	19	6	0,5	0,3	—	—	—	—
7	—	—	—	—	22	7	0,5	0,3	—	—	—	—
8	22	7	0,5	0,3	24	8	0,5	0,3	—	—	—	—
9	—	—	—	—	26	8	1,0	0,5	—	—	—	—
10	—	—	—	—	30	9	1,0	0,5	—	—	—	—
12	—	—	—	—	32	10	1,0	0,5	—	—	—	—
15	—	—	—	—	35	11	1,0	0,5	—	—	—	—
17	—	—	—	—	40	12	1,0	1,0	—	—	—	—
20	42	12	1,0	1,0	47	14	1,5	1,5	—	—	—	—
25	27	12	1,0	1,0	52	15	1,5	1,5	62	17	2,0	2,0
30	55	13	1,5	1,5	62	16	1,5	1,5	72	19	2,0	2,0
35	62	14	1,5	1,5	72	17	2,0	2,0	80	21	2,5	2,5
40	68	15	1,5	1,5	80	18	2,0	2,0	90	23	2,5	2,5
45	—	—	—	—	85	19	2,0	2,0	100	25	2,5	2,5
50	—	—	—	—	90	20	2,0	2,0	110	27	3,0	3,0
55	—	—	—	—	100	21	2,5	2,5	120	29	3,0	3,0
60	—	—	—	—	110	22	2,5	2,5	130	31	3,5	3,5
65	—	—	—	—	120	23	2,5	2,5	140	33	3,5	3,5
70	—	—	—	—	125	24	2,5	2,5	150	35	3,5	3,5
75	—	—	—	—	130	25	2,5	2,5	—	—	—	—
80	—	—	—	—	140	26	3,0	3,0	—	—	—	—
85	—	—	—	—	150	28	3,0	3,0	—	—	—	—
90	—	—	—	—	160	30	3,0	3,0	—	—	—	—

ниями ГОСТ 4061—48 (табл. 15.5); радиально-упорных однорядных шарикоподшипников ГОСТ 831—54, заменяющих магнетовые (табл. 15.6), пользуясь которыми с учетом табл. 15.1 можно выбрать необходимый шарикоподшипник.

Таблица 15.5

Радиальные однорядные шарикоподшипники с фетровыми уплотнениями (ГОСТ 4061—48)

d мм	D мм	Односторонние		Двусторонние	r мм
		b мм	B мм	B мм	
5	19	—	—	12,6	0,5
6	19	—	—	14,3	0,5
7	22	—	—	14,3	0,5
8	22	—	—	14,3	0,5
9	26	—	—	14,3	0,5
10	30	9	12,7	16,7	1,0
12	32	10	12,7	16,7	1,0
15	35	11	12,7	16,7	1,0
17	40	12	14,3	18,2	1,5
20	47	14	15,9	20,6	1,5
25	52	15	15,9	20,6	1,5
30	62	16	20	24	1,5
35	72	17	21	25	2,0
40	80	21	24	28	2,0
45	85	21	24	29	2,0
50	90	22	26	30	2,0

B—ширина внутреннего кольца;
b—ширина внешнего кольца.

Таблица 15.6

Шарикоподшипники однорядные радиально-упорные (ГОСТ 831—54)

d	Особо легкая серия						Легкая серия						Средняя серия					
мм	D мм	b мм	T наиб.	T наим.	r мм	r_1 мм	D мм	b мм	T наиб.	T наим.	r мм	r_1 мм	D мм	b мм	T наиб.	T наим.	r мм	r_1 мм
3	—	—	—	—	—	—	10	4	4	3,8	0,3	0,3	—	—	—	—	—	—
4	—	—	—	—	—	—	13	5	5	4,8	0,4	0,3	—	—	—	—	—	—
5	—	—	—	—	—	—	16	5	5	4,8	0,5	0,3	—	—	—	—	—	—
6	17	6	6	5,8	0,5	0,3	19	6	6	5,8	0,5	0,3	—	—	—	—	—	—
7	19	6	6	5,8	0,5	0,3	22	7	7	6,8	0,5	0,3	—	—	—	—	—	—
8	22	7	7	6,8	0,5	0,3	24	8	8	7,8	0,5	0,3	—	—	—	—	—	—
9	24	7	7	6,8	0,5	0,3	26	8	8	7,8	1	0,3	—	—	—	—	—	—
10	26	8	8	7,7	0,5	0,3	30	9	9	8,7	1	0,3	—	—	—	—	—	—
12	28	8	8	7,7	0,5	0,3	32	10	10	9,7	1	0,3	—	—	—	—	—	—
15	32	9	9	8,7	0,5	0,3	35	11	11	10,7	1	0,3	—	—	—	—	—	—
17	35	10	10	9,7	0,5	0,3	40	12	12	11,7	1,5	0,5	47	14	14	13,6	1,5	0,5
20	42	12	12	11,7	1	0,3	47	14	14	13,7	1,5	0,5	52	15	15	14,6	2	1
25	47	12	12	11,7	1	0,3	52	15	15	14,7	1,5	0,5	62	17	17	16,6	2	1
30	55	13	13	12,7	1,5	0,5	62	16	16	15,7	1,5	0,5	72	19	19	18,6	2	1
35	62	14	14	13,7	1,5	0,5	72	17	17	16,7	2	1	80	21	21	20,6	2,5	1,2
40	68	15	15	14,7	1,5	0,5	80	18	18	17,7	2	1	90	23	23	22,6	2,5	1,2
45	75	16	16	15,7	1,5	0,5	85	19	19	18,7	2	1	100	25	25	24,6	2,5	1,2
50	80	16	16	15,7	1,5	0,5	90	20	20	19,7	2	1	110	27	27	26,6	3	1,5
55	90	18	18	17,7	2	1	100	21	21	20,6	2,5	1,2	120	29	29	28,5	3	1,5
60	95	18	18	17,7	2	1	110	22	22	21,6	2,5	1,2	130	31	31	30,5	3,5	2
65	100	18	18	17,7	2	1	120	23	23	22,6	2,5	1,2	140	33	33	32,5	3,5	2
70	110	20	20	19,7	2	1	125	24	24	23,6	2,5	1,2	150	35	35	34,5	3,5	2
75	115	20	20	19,7	2	1	130	25	25	24,6	2,5	1,2	160	37	37	36,5	3,5	2
80	125	22	22	21,7	2	1	140	26	26	25,6	3	1,5	170	39	39	38,5	3,5	2
85	130	22	22	21,5	2	1	150	28	28	27,4	3	1,5	180	41	41	40,2	4	2
90	140	24	24	23,5	2,5	1,2	160	30	30	29,4	3	1,5	190	43	43	42,2	4	2

Глава XVI

ТОКОВЕДУЩИЕ ЧАСТИ

Токоведущие части машины постоянного тока состоят из щеток, щеткодержателей, траверз, соединительных шин и коробки выводов.

§ 1. ЩЕТКИ

В электрических машинах для отвода и подвода тока на коллекторах и контактных кольцах применяются: угольно-графитные (Т и УГ), графитные (Г), электрографитированные (ЭГ), медно-графитные (М, МГ и МГС) и бронзо-графитные (БГ) щетки.

Размеры и конструкция, эксплуатационные характеристики и физические свойства щеток, а также тип арматуры и кабельных наконечников должны соответствовать стандарту (ГОСТ 2332—43) или техническим условиям.

Щетки должны быть однородными по структуре материала без трещин, раковин и других видимых на глаз дефектов.

При работе щетка не должна царапать или пачкать коллектор и растрескиваться или выкрашиваться.

Арматура и токоведущий провод надежно закрепляются на щетке и не выходят за пределы ее габарита, за исключением случаев, когда это предусмотрено конструкцией щетки.

Усилие вырывания токоведущего провода из щеток должно быть не менее 12 *кг*. При ширине щетки $b \leqslant 6$ *мм* усилие вырывания снижается до 7 *кг*.

Переходное сопротивление между телом щетки и арматурой для щеток сечением до 100 *мм*² не должно превышать 0,005 *ом*.

Переходное падение напряжения между телом щетки и арматурой, рассчитанное на номинальную плотность тока, для щеток сечением свыше 100 *мм*² не должно превышать 50 *мв*.

В зависимости от максимально допустимого тока, проходящего через щетку, номинальное сечение токоведущего провода (канатика) и диаметр медных проволок, составляющих провод, должны соответствовать табл. 16. 1.

Таблица 16.1

Размеры щеточного канатика

Максимально допускаемый ток *а*	Номинальное сечение провода *мм*²	Диаметр проволок *мм*	Максимально допускаемый ток *а*	Номинальное сечение провода *мм*²	Диаметр проволок *мм*
6	0,3	0,05	24	2,5	0,10
8	0,5	0,05	30	4	0,13
10,5	0,75	0,08	38	6	0,13
13	1,0	0,08	50	10	0,13
17	1,5	0,08			

Примечание. Для щеток марки ЭГ-8 размерами 6,5×12,5×20; 8×15×20 и 8×20×20 *мм*, применяемых в авиационных электрических машинах, провода номинальным сечением 1,0; 1,5 и 2,5 *мм*² должны быть изготовлены из проволок диаметром 0,05 *мм*.

В машинах постоянного тока обычно применяют угольно-графитные, электрографитированные и медно-графитные щетки. Чем тяжелее условия коммутации, тем меньше графита должна содержать щетка, и наоборот, при легких условиях коммутации применяют чисто графитные щетки.

Металло-угольные щетки применяют на контактных кольцах и на низковольтных коллекторах машин постоянного тока (6, 12 и 24 *в*). В приложении 3 приведены основные размеры щеток, применяемых в отечественном электромашиностроении.

В авиационных электрических машинах постоянного тока применяют специальные типы щеток, приведенные в табл. 16. 2.

Таблица 16.2

Основные параметры щеток для авиационных электрических машин

Обозначение Т	$j_ш$ *а/см²*	$f_ш$ *г/см²*	$v_к$ *м/сек*	$\Delta u_ш$ *в*	ρ *ом/мм²* / *м*	$\mu_ш$	Износ за 50 час. *мм*	Твердость по Шору
МС-6	15	250	15	2	3—15	0,25	0,25	
МГС-7	27	500	55	1,6—2,4	3—10	0,2	0,35	14÷25
МГС-8	28	600	55	2,0—2,8	6—16	0,2	0,5	11÷21
МГС-12	—	—	—	1	Не более 5	0,16	0,5	15÷25
А-8	15	250	15	0,7—1,7	2,5—10,5	0,2	0,2	26÷35
А-12	24	600	15	1,6	2,5—10,5	0,17	0,25	—
А-16	15	400	40	2,3	24—40	0,25	0,15	40÷60
А-29	24	500	40	3,5	10—17	0,22	0,2	—

Примечание. Щетки МГС-7, МГС-8, МС-6 допустимы для высоты в 20 *км*.

На фиг. 16. 1 и 16. 2 приведены конструкции щеток, применяемых в авиационных двигателях и генераторах.

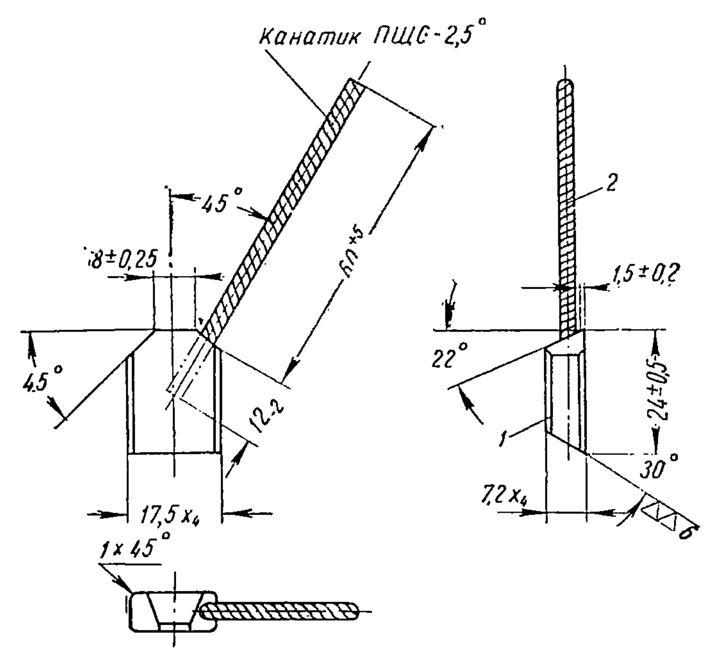
Заделка канатика в щетку производится конопаткой медным порошком, содержащим не менее 30% серебра, либо запрессовкой канатика в щетку. Некоторые типы авиационных щеток (МГС-9) обладают существенными недостатками, которые необходимо иметь в виду:

1) большой износ щеток, доходящий до 5 *мм* за 100 час. работы и приводящий к появлению при больших скоростях снопа искр от раскаленной угольной пыли;

2) разбухание щеток при перегрузках, что может вызвать застревание их в обойме и нарушение контакта с коллектором;

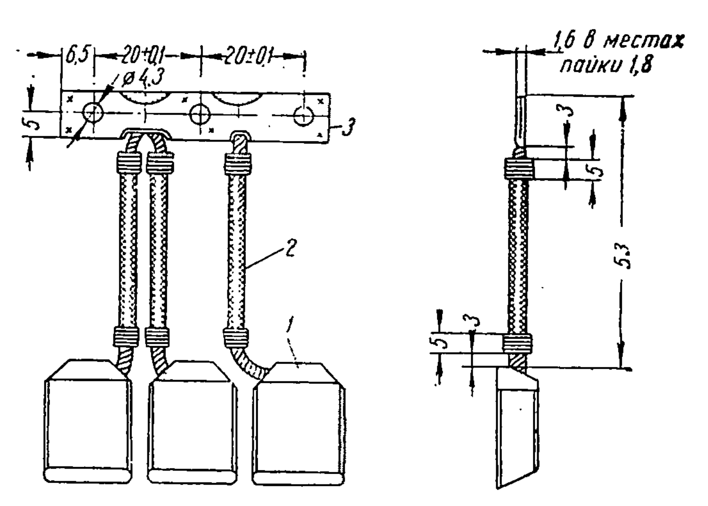
3) появление сколов на острых кромках щетки при биениях коллектора.

Для улучшения коммутации иногда применяют разрезные щетки, при этом каждая щетка состоит из двух щеток половинной толщины (фиг. 16. 3).



Фиг. 16. 1. Щетка для коллектора авиационного электродвигателя.

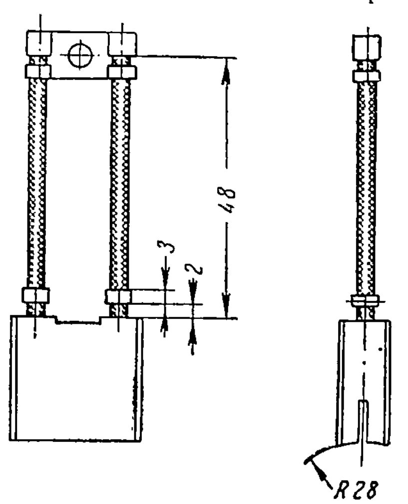
1—щетка, 2—канатик.



Фиг. 16. 2. Комплект щеток на один полюс генератора ГСР-9000.

1—щетка, 2—канатик, 3—кабельный наконечник.

При прочих равных условиях спокойная работа и минимальный износ щеток достигаются правильным выбором давления на щетку и жесткости пружины. Для каждого типа машины и сорта щеток имеется оптимальное давление на щетку, при котором износ ее минимален.



Фиг. 16. 3. Разрезная щетка.

При выборе давления на щетку авиационных электрических машин необходимо учесть, что они обычно получают значительные ускорения от сил инерции ($P_и$).

Поэтому величины удельных давлений на щетки, рекомендуемых для электрических машин общего применения, необходимо увеличить с учетом влияния ускорений от вибрации.

Таким образом, полное давление на щетку определяется уравнением

$$P_щ = p_щ F_щ + P_и = p_щ F_щ + k_g G_щ, \quad (16.1)$$

где $p_щ$ — удельное давление на щетку, обычно равное $250 \div 300$ $г/см^2$;

$F_щ$ — поверхность щетки, прилегающая к коллектору;

$$P_и = \frac{G_щ j}{g} = k_g G_щ = jm \text{ — сила инерции, вызванная ускорениями от вибрации,} \quad (16.2)$$

$j = gk_g$ — ускорение от сил инерции (обычно k_g не превосходит 23);

m и $G_щ$ — соответственно, масса и вес одной щетки.

Чаще всего значение $P_щ$ устанавливается экспериментально; примерные значения его приведены в табл. 10. 6 и 10. 8.

Спокойная работа щетки (минимальная вибрация) имеет место, если собственная частота колебаний щетки и подвижной части щеткодержателя ω_0 не совпадают с одной из вынужденных частот биения на коллекторе ω.

Во избежание резонанса собственных и вынужденных колебаний необходимо обеспечить неравенство

$$\omega_c > 1{,}5\omega_{max}, \quad (16.3)$$

где ω_c — частота собственных колебаний;

ω_{max} — максимальная частота вынужденных колебаний.

Частота собственных колебаний щеткодержателя со спиральными пружинами определяется выражением

$$\omega_c = \sqrt{\frac{K}{m_1}}, \quad (16.4)$$

где $K = \frac{EJ}{L}$ — жесткость спиральной пружины; (16.5)

E и J — модуль упругости и момент инерции;

L — развернутая длина пружины;

m_1 — масса щетки и подвижных частей щеткодержателя, приведенная к оси щетки.

Частота собственных колебаний щеткодержателя с винтовой пружиной

$$\omega_c \approx \frac{l_{пр}}{l_ш} \sqrt{\frac{K}{m_1}}, \tag{16.6}$$

где

$K = \dfrac{G_1 d^4}{8Di}$ — жесткость винтовой пружины круглого сечения; (16.7)

G_1 — модуль сдвига;

D — средний диаметр витка;

d — диаметр проволоки;

i — число рабочих витков пружины;

$l_{пр}$ и $l_ш$ — расстояние от оси вращения до центра тяжести соответственно пружины и щетки.

§ 2. ЩЕТКОДЕРЖАТЕЛИ

Щеткодержатели служат для направления щетки и осуществления нажатия на коллектор или контактные кольца.

Применение нашли три вида щеткодержателей: радиальные, наклонные и зажимные.

Первые два типа нашли применение, главным образом, в машинах постоянного тока, а зажимные щеткодержатели — для контактных колец машин переменного тока.

Все типы щеткодержателей для машин постоянного тока должны обеспечивать:

а) жесткость конструкции, при которой исключается резонанс между собственными колебаниями щеткодержателя и вынужденными колебаниями щетки;

б) свободное передвижение щетки в обойме;

в) постоянство нажатия щетки на коллектор;

г) минимальные трения и инерцию подвижных частей;

д) удобную смену щеток;

е) отсутствие перекоса щетки в обойме.

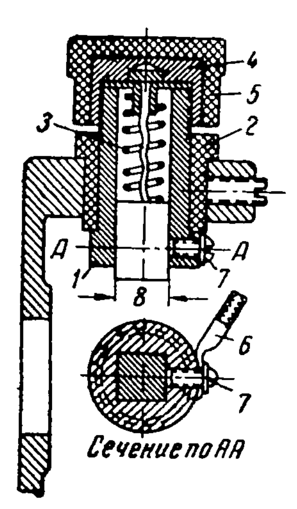
Радиальные щеткодержатели

Радиальные щеткодержатели придают щеткам радиальное положение. Они применяются главным образом для реверсивных машин и реже — для нереверсивных. На фиг. 16. 4 приведен наиболее компактный и простой радиальный щеткодержатель с непосредственным

давлением пружины на щетку, применяемый для машин мощностью до нескольких десятков *вт*.

Конструкция обеспечивает надежное направление и хорошую подвижность щетки. При токе до 1 *а* щетки выполняются без выводного проводника, а при больших токах для снижения переходного сопротивления между щеткой и щеткодержателем и для облегчения выема щетки из щеткодержателя они снабжаются токоотводящим кабелем.

Токоотводящий кабель проходит через середину пружины и прижимается через цилиндрический наконечник к латунной трубочке щеткодержателем. Уменьшение давления щетки на коллектор по мере ее износа и невозможность наблюдения за щеткой являются недостатком этого щеткодержателя.



Фиг. 16.4. Радиальный щеткодержатель с непосредственным давлением пружины на щетку.

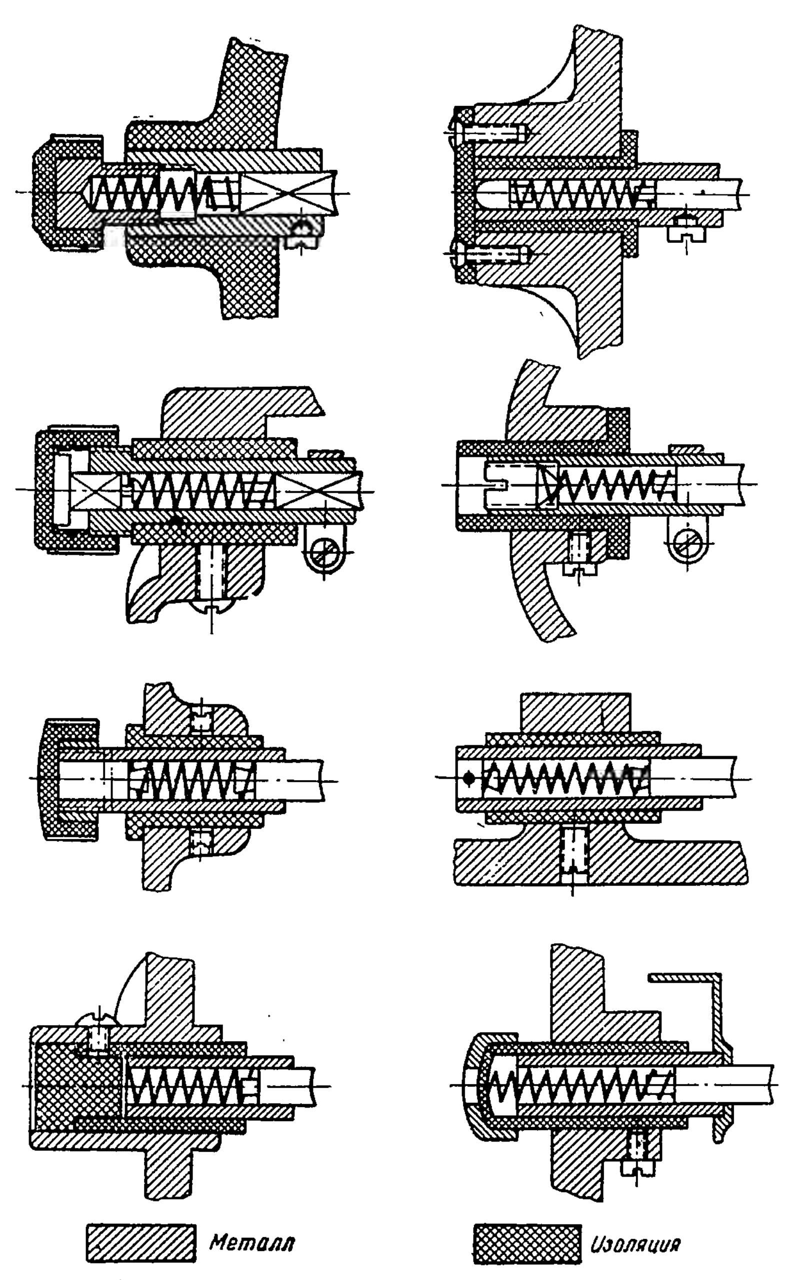
1—латунная трубка, 2—изоляционная трубка, расположенная в щите или в корпусе, 3—пружина, упирающаяся в щетку, 4—внешняя латунная крышка, запрессованная в пластмассу 5, 6—кабельный наконечник, зажатый винтом 7.

На фиг. 16.5 приведены различные конструктивные модификации радиального щеткодержателя с непосредственным давлением пружины на щетку.

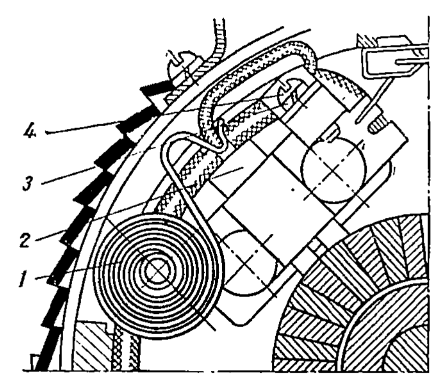
На фиг. 16.6 показан общий вид радиального щеткодержателя, применяемого для авиационных электродвигателей постоянного тока.

На фиг. 16.7 приведены рабочие чертежи радиального щеткодержателя авиационного типа.

Обойма щеткодержателя выполняется из алюминия прецизионным литьем. Щеткодержатель (без пружины) гальванически лудится на 4—7 *мк*. Спиральная пружина выполняется из ленточной стали (ГОСТ 2283—43), термообрабатывается, воронится и лакируется. При закручивании пружины на угол α она должна развивать расчетное давление. Эластичность пружины проверяется восьмикратным закручиванием ее на угол 180°. После проверки на эластичность пружина должна развивать усилие 620—800 *г* при угле закручивания в 180°. Нажатие на щетку осуществляется непосредственно ленточной спиральной пружиной.



Фиг. 16. 5. Различные конструктивные исполнения радиального щеткодержателя с непосредственным давлением пружины на щетку.



Фиг. 16. 6. Общий вид радиального щеткодержателя авиационного типа.

1—пружина, *2*—щетка, *3*—шайба, *4*—винт.

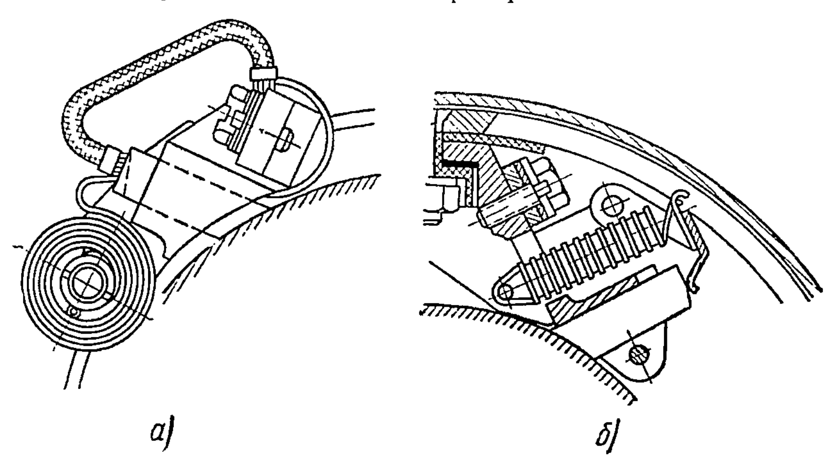
Фиг. 16. 7. Конструкция радиального щеткодержателя авиационного типа.

а—обойма щеткодержателя, *б*—пружина, *в*—палец.

Наклонные щеткодержатели

Наклонные щеткодержатели для авиационных машин постоянного тока приведены на фиг. 16. 8.

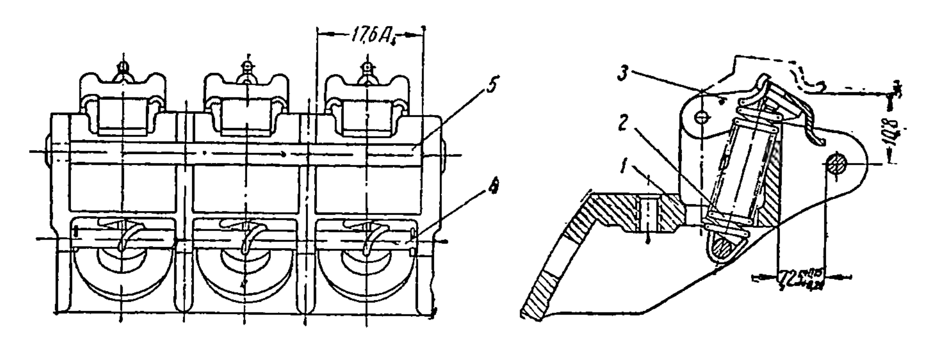
В качестве примера реактивных (наклонных) щеткодержателей рассмотрим щеткодержатель, изображенный на фиг. 16. 9 и применяемый в серии авиационных генераторов ГСР.



Фиг. 16. 8. Щеткодержатели реактивного типа, применяемые в авиационных машинах постоянного тока

а—с плоской пружиной, б—с цилиндрической пружиной.

Щеткодержатель состоит из следующих основных элементов: обоймы щеткодержателя из алюминиевого литья;



Фиг. 16. 9. Реактивный щеткодержатель авиационного генератора с тремя щетками.

1—обойма щеткодержателя из алюминиевого литья, 2—пружина, 3—рычаг, 4 и 5—оси.

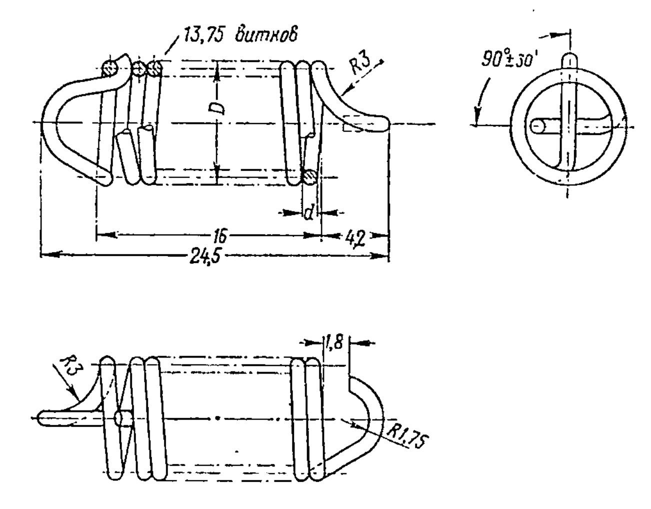
винтовой пружины щеткодержателя из стальной проволоки марки 50ХФА;

рычага, штампованного из стали 10;

осей из стали.

Обойма щеткодержателя сложной формы после термической и механической обработки подвергается анодированию и покрытию черной анилиновой краской.

Винтовая пружина щеткодержателя фиг. 16.10, обеспечивающая заданное давление на щетку, подвергается особо тщатель-



Фиг. 16.10. Пружина реактивного щеткодержателя авиационного генератора при $d=1$ *мм*; $D=8{,}17_{-0{,}1}$ *мм*.

ной механической и термической обработке, после чего воронится и покрывается лаком. Диаметр пружины устанавливается с учетом допусков на диаметр проволоки в соответствии с табл. 16.3.

Таблица 16.3

Диаметр пружины в зависимости от диаметра проволоки

Диаметр проволоки	*d* *мм*	0,99	1,00	1,01	1,02	1,03
Диаметр пружины	*D* *мм*	8,07	8,17	8,22	8,38	8,43

Допуск на диаметр пружины—0,1.

Для получения устойчивой характеристики пружину щеткодержателя подвергают формовке (заневоливанию) грузом в 4 *кг* в течение суток. Увеличение длины пружины после формовки не должно превосходить 0,6 *мм*. Пружина имеет диаметр 8 *мм* и полную длину с ушками 24,5 *мм* при 13,75 витка и проволоке диаметром в 1 *мм*. При растяжении пружины с 24,5 до 34 *мм* она должна развивать усилие около 2 *кг*.

Давление цилиндрической пружины на щетку передается через рычаг, который поворачивается относительно центра *О*. Давление

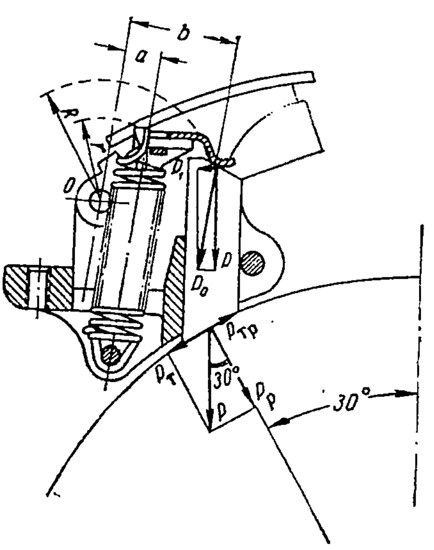
рычага на щетку P_0 раскладывается на две составляющие: одна направлена вдоль оси щетки (P), а другая ей перпендикулярна (P_1). Поперечная составляющая силы P_0 прижимает верхний край щетки к стенке щеткодержателя, а продольная прижимает щетку к коллектору.

Давление на щетку P_0 зависит от давления пружины $P_{пр}$ и соотношения плеч a и b (фиг. 16. 11):

$$P_0 = P_{пр}\frac{a}{P}.$$

По мере срабатывания щетки отношение плеч a/b уменьшается и, следовательно, снижается давление на щетку. Однако это не ухудшает работу контакта, так как одновременно снижается и масса щетки. Реактивные щеткодержатели устанавливаются так, что угол между осью щетки и коллектором составляет 30°. Разложение сил давления на щетку P у поверхности коллектора ясно из (фиг. 16. 11). Радиальная и тангенциальная составляющие силы давления соответственно равны:

$$P_р = P\cos\alpha,$$
$$P_т = P\sin\alpha.$$



Фиг. 16. 11. Силы, действующие на щетку.

Радиальная составляющая давления прижимает щетку к коллектору, а тангенциальная составляющая, направленная касательно к коллектору, прижимает нижний край щетки к стенке щеткодержателя. При вращении коллектора между щеткой и коллектором возникает сила трения $P_{тр}$, направленная против тангенциальной силы давления. Обычно коэффициент трения щетки не более $\mu=0{,}2$, т. е. угол трения не превышает $\beta_\mu = 12$ ($\mu = \operatorname{tg}\beta_\mu \leqslant 0{,}2$).

Сила трения $P_{тр}$ при этом меньше $P_т$, и нижний край щетки остается прижатым к стенке щеткодержателя. Таким образом, щетка оказывается прижатой к стенке щеткодержателя по всей высоте. Описанные щеткодержатели показали хорошие эксплуатационные качества.

Расчет пружин щеткодержателей. Давление на щетку обычно передается спиральными или винтовыми (цилиндрическими) пружинами. Первые выполняются прямоугольного сечения, а вторые — из круглой проволоки.

Спиральные пружины прямоугольного сечения работают на изгиб, а винтовые круглого сечения — на растяжение.

Недостатками спиральных пружин являются:

а) недостаточная стабильность работы пружины в результате трения винтов друг о друга;

б) износ витков пружины при их соприкосновении;

в) уменьшение давления на щетку при износе пружины.

Эти недостатки отсутствуют у винтовых пружин. Кроме того, последние занимают меньше места, проще и дешевле в производстве.

Спиральные пружины прямоугольного сечения (см. фиг. 16.7,*б* и 16.8,*а*).

Допустимое напряжение изгиба в точке приложения силы давления пружины P на радиусе приложения силы R

$$\sigma = \frac{M_\sigma}{W_\sigma} = \frac{6PR}{bh^2} = \frac{6P_1 a}{bh^2} \; [кг/мм^2], \tag{16.8}$$

где $M_\sigma = PR = P_1 a$ — изгибающий момент пружины;

$W_\sigma = \frac{bh^2}{6}$ — момент сопротивления;

P_1 и a — сила давления на щетку и плечо приложения силы;

b и h — ширина и высота пружины.

$\sigma < 40$ *кг/мм²* для пружин из стали марки У9А.

Угол закручивания пружины, учитывая (16.5),

$$\varphi = \frac{180}{\pi}\frac{M}{K} = \frac{180}{\pi}\frac{M_\sigma L}{EJ} = \frac{668}{E}\frac{M_\sigma L}{bh^3}, \tag{16.9}$$

где $J = \frac{bh^3}{12}$ — момент инерции пружины.

Винтовые пружины круглого сечения (см. фиг. 16.8,*б* и 16.10). Допустимые касательные напряжения

$$\tau = k_п \frac{M_к}{W_п} \approx 2{,}55 \frac{PD}{d^3} k_п \; [кг/мм^2], \tag{16.10}$$

где $M_к = 0{,}5PD$ — момент кручения;

P — растягивающее усилие пружины;

D — средний диаметр витка;

d — диаметр проволоки;

$k_п = f\left(\frac{P}{D}\right)$ — коэффициент, учитывающий напряжение от перерезывающей силы и повышение напряжения от кривизны проволоки, равный для $\frac{D}{d} = 3$; 4; 5; 6; 7; 8; 9 и 10, соответственно

$k_п = 1{,}57$; 1,4; 1,31; 1,26; 1,22; 1,19; 1,17; 1,15 и 1,1.

При $\frac{D}{d} > 12$ $k_п \approx 10$.

$\tau < 55$ *кг/мм²* для проволоки из стали марки 50ХФА.

Удлинение пружины под действием силы

$$\lambda = \frac{PD^2}{K}, \tag{16.11}$$

где K — жесткость пружины по (16. 7).

Траверзы

Траверзы предназначены для укрепления на них щеткодержателей. Щеткодержатели при помощи специальных пальцев круглого или прямоугольного сечения укрепляются к траверзе. Расположение щеткодержателей на траверзе должно быть строго выдержано по чертежу, и сама траверза должна обладать достаточной жесткостью. Обычно траверзы выполняются поворотными, что позволяет в результате их поворота компенсировать неточности обработки и сборки машины, а иногда и погрешности расчета. В авиационных машинах постоянного тока, как правило, применяют фиксированные траверзы, т. е. исключающие возможность поворота после сборки машины.

РАЗДЕЛ 3

ОХЛАЖДЕНИЕ И НАГРЕВ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ МАШИН

Глава XVII

ОХЛАЖДЕНИЕ АВИАЦИОННЫХ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ МАШИН

§ 1. ОБЩИЕ ЗАМЕЧАНИЯ

Существует большое многообразие систем охлаждения электрических машин, которые можно разделить на следующие группы:

А. По охлаждающей среде

1. Газовая (воздух, водород, гелий, пар и т. д.);
2. Жидкостная (вода, масло, керосин и т. д.);
3. Смешанная.

Б. По направлению охлаждающего потока

1. Аксиальная (продольная) система;
2. Радиальная (поперечная) система;
3. Смешанная система.

В. По месту протекания охлаждающего потока

1. Внутренняя (фиг. 17. 1,*а*);
2. Наружная (фиг. 17. 1,*б*);
3. Смешанная.

Г. По характеру охлаждения

1. Естественное охлаждение;
2. Самовентиляция (см. фиг. 17. 1);
3. Принудительная вентиляция (фиг. 17. 2).

В авиационном электромашиностроении нашли применение все системы охлаждения электрических машин. Однако нами будет рассмотрено лишь *воздушное* охлаждение, как наиболее распространен-

ное в настоящее время; остальные системы охлаждения будут изложены в последующем.

Воздушная продольная система внутреннего охлаждения является наиболее эффективной для машин с активной длиной до 300 *мм.*

Закрытые, взрывобезопасные и герметические электрические машины, а также машины для повторно-кратковременного или кратковременного режимов работы малой мощности часто выполняются с *естественным* охлаждением, при котором тепло с поверхности машины отводится в окружающее пространство теплоизлучением, конвекцией и теплопередачей.

Эта система наименее эффективна с точки зрения теплоотвода, но она надежна и проста в эксплуатации и является наиболее целесообразной системой охлаждения в машинах с повторно-кратковременным режимом работы, особенно при малых значениях времени включения и при работе на больших высотах.

Самовентиляция осуществляется при помощи вентилятора, расположенного на валу машины, который создает необходимое давление для движения охлаждающего потока. Эта система широко применяется для всех типов машин, особенно защищенного исполнения.

Принудительная система охлаждения осуществляется путем использования независимых от машины вентилятора, встречного потока воздуха (в подвижных установках) и т. д.

Внутренняя система охлаждения имеет место, если охлаждающий поток непосредственно соприкасается с нагретыми поверхностями обмоток. Очевидно в этом случае отвод тепла наиболее эффективен. В то же время машина открыта для попадания посторонних предметов, что особенно нежелательно, если машина работает в помещении, богатом парами масла и бензина, угольной пылью и песком.

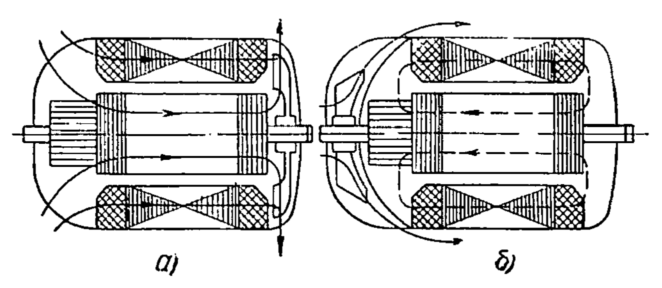
Внешняя вентиляция имеет место, если охлаждающий поток омывает наружные части машины, не соприкасаясь с поверхностями обмоток. В этом случае отвод тепла затруднен и менее эффективен, но машина закрыта, и нет опасности попадания посторонних предметов.

В авиационных электрических машинах применяются три основные системы воздушного охлаждения: естественное — при котором теплоотдача происходит теплоизлучением и естественной конвекцией; самоохлаждение — при помощи вентилятора на валу электрической машины; продув встречным потоком забортного воздуха.

Двигатели малой мощности и двигатели, предназначенные для кратковременной работы, выполняются обычно с естественным охлаждением (см. фиг. 10. 3, 10. 4 и др.).

Двигатели длительного режима и генераторы малой мощности выполняются обычно с самоохлаждением (см. фиг. 10. 24). Генераторы мощностью 1,5 *квт* и более выполняются с продувом (см. фиг. 10. 25÷10. 29). На фиг. 17. 2 приведена типовая схема охлаждения серии генераторов ГСР. Поток встречного забортного воздуха под определенным давлением и при определенной температуре, зависящих от скорости и высоты полета самолета, попадает в патрубок

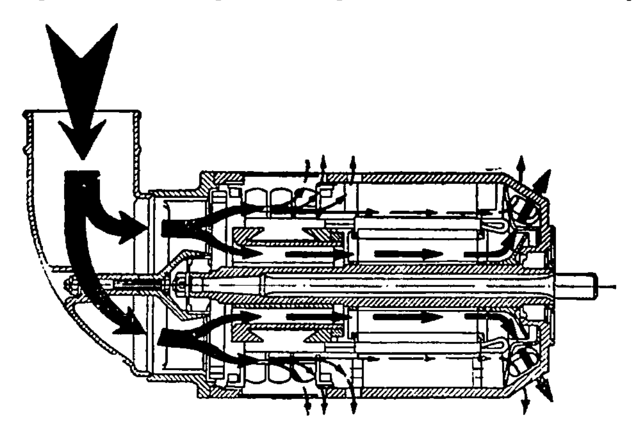
генератора. Количество прогоняемого воздуха зависит от аэродинамического сопротивления генератора и давления его у входа в патрубок. При продуве охлаждающий воздух проходит по внутренним каналам машины и омывает нагретые ее части: коллектор, щетки, обмотки, сердечник якоря и т. д. Нагретый воздух уносит тепло



Фиг. 17.1. Схема самоохлаждения авиационных электрических машин.

а—внутреннее аксиальное самоохлаждение, *б*—наружное аксиальное самоохлаждение.

в окружающее пространство через окна в корпусе. Основное количество охлаждающего воздуха проходит через каналы внутри коллектора и сердечника якоря, между полюсами и в воздушном за-



Фиг. 17.2. Типовая схема принудительной (продув) внутренней аксиальной вентиляции авиационных генераторов серии ГСР.

зоре машины. Другая, меньшая часть воздуха, омывает наружную поверхность коллектора и щетки и выходит в окружающее пространство, не проходя вдоль всей машины.

В якоре и коллекторе сосредоточено около 75÷80% всех потерь, выделяемых в машине, что надо иметь в виду при распределении потоков охлаждающего воздуха по каналам машины. Во время рулежки, при взлете и посадке самолета, когда продув отсутствует, генератор может обеспечить около 30% номинальной нагрузки при

наличии центробежного вентилятора на валу. Однако при этом температура коллектора и обмоток возрастает.

Некоторые специальные вопросы охлаждения авиационных электрических машин изложены в трудах МАИ № 50 *.

§ 2. РАСЧЕТ ВЕНТИЛЯЦИИ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ МАШИН

При расчете вентиляции электрических машин решаются следующие задачи: определение количества охлаждающего воздуха; выбор системы вентиляции; определение аэродинамического сопротивления вентиляционной системы и скорости воздуха в каналах; выбор типа вентилятора и его расчет; определение коэффициента полезного действия системы охлаждения.

Определение количества охлаждающего воздуха

Количество охлаждающего воздуха определяется в предположении, что все потери машины, за исключением потерь в подшипниках, отводятся потоком охлаждающего воздуха (теплоотдачей наружных поверхностей пренебрегают) и весь охлаждающий воздух нагревается равномерно по длине машины.

В этом случае каждый кубометр воздуха, протекая ежесекундно через машину, при нагреве на один градус отводит *с квт* потерь, где *с* — объемная теплоемкость воздуха. Очевидно, *Q* кубометров воздуха, при нагреве на $\vartheta_в^\circ$ отведут

$$cQ\vartheta_в = \sum P \; [квт]. \qquad (17.1)$$

Отсюда количество охлаждающего воздуха определится как

$$Q = \frac{\sum P}{c\vartheta_в} \; [м^3/сек]. \qquad (17.2)$$

Удельная теплоемкость газов при постоянном давлении, приведенная для различных газов в табл. 17.1, практически не зависит от температуры газа при $t = 0$—300° С.

Таблица 17.1

Удельная теплоемкость газов

Температура °С	Воздух	Водород	Азот	Водяной пар	Углекислота	Кислород
0	0,240	3,391	0,249	—	0,199	0,218
100	0,241	3,426	0,249	0,492	0,208	0,218
200	0,242	3,461	0,250	0,482	0,217	0,219
1000	0,257	3,739	0,266	0,549	0,277	0,232
Относительное значение удельной теплоемкости	1	14	1,035	2,05	0,83	0,91

* А. И. Бертинов. Охлаждение авиационных электрических машин при высотных и скоростных полетах, Труды МАИ № 50, Оборонгиз, 1955.

Объемная теплоемкость

$$c = c_p \gamma \ \textit{ккал}/{}^\circ C\ \textit{м}^3,$$

зависит от давления и температуры. Для воздуха

$$c_p = 0{,}24\ \textit{ккал}/{}^\circ C\ \textit{кг} = 1{,}0\ \textit{квт сек}/{}^\circ C\ \textit{кг}.$$

Таким образом, для воздуха объемная теплоемкость, выраженная в *квт сек*/°С *кг*, численно равна удельному весу, т. е.

$$c = c_p \gamma = \gamma.$$

Следовательно,

$$c = c_p \gamma = 1{,}29 \frac{p}{760} \frac{273}{273 + t}\ \textit{квт сек}/{}^\circ C\ \textit{м}^3, \tag{17.3}$$

где t — температура воздуха;

p — барометрическое давление воздуха в *мм* ртутного столба;

$\vartheta_в$ — превышение температуры воздуха в машине;

$$\vartheta_в = t_2 - t_1 = t_г - t_х;$$

t_1 — температура входящего в машину холодного воздуха;

t_2 — температура выходящего из машины горячего воздуха.

Из уравнений (17.2) и (17.3) и табл. 17.2 следует, что, чем выше температура входящего в машину (холодного) воздуха и ниже его барометрическое давление, тем большее количество воздуха требуется для отвода заданной величины потерь.

Если же количество воздуха и потери остаются неизменными, то превышение температуры воздуха $\vartheta_в = \frac{\sum P}{cQ}$ возрастет обратно пропорционально объемной теплоемкости воздуха c. При

$$\sum P = 1\ \textit{квт} \quad Q = \frac{1}{c\vartheta_в}.$$

Обычно превышение температуры воздуха принимается равным около 1/3 превышения температуры обмотки якоря машины.

Таблица 17.2

Потребное количество воздуха на 1 *квт* потерь в зависимости от высоты в *м³/сек*

$Q = f(p, \vartheta_в)$

t° C / H км	$\vartheta_в$=20° C				$\vartheta_в$=25° C				$\vartheta_в$=30° C			
	60	35	0	—50	60	35	0	—50	60	35	0	—50
0	0,047	0,0439	0,0388	0,0306	0,0377	0,035	0,031	0,0253	0,0314	0,0292	0,0258	0,0211
5	0,089	0,0825	0,073	0,0595	0,071	0,066	0,058	0,0475	0,0593	0,055	0,0485	0,0396
10	0,181	0,168	0,149	0,121	0,145	0,135	0,119	0,097	0,121	0,112	0,099	0,081
12	0,248	0,232	0,204	0,166	0,198	0,185	0,164	0,133	0,165	0,154	0,136	0,111
15	0,385	0,357	0,316	0,259	0,308	0,286	0,253	0,207	0,256	0,238	0,211	0,173
20	0,660	0,606	0,537	0,438	0,529	0,485	0,430	0,350	0,440	0,404	0,358	0,292

$\vartheta_в$—превышение температуры воздуха;

t—температура воздуха.

§ 3. ОПРЕДЕЛЕНИЕ АЭРОДИНАМИЧЕСКОГО ДАВЛЕНИЯ

Для обеспечения непрерывного потока воздуха в вентиляционных каналах машины необходимо обеспечить постоянную разность давления между входящим в машину воздухом и воздухом, выходящим из нее.

Разность аэродинамнческих потенциалов должна быть равна:

а) потере давления (потенциала) от местных сопротивлений, оказываемых движению потока воздуха,— статический напор (H_r);

б) потере давления (потенциала) вследствие того, что воздух, покидающий машину, обладает запасом кинетической энергии,— скоростной напор (H_v).

Итак, полный потребный напор (напор, создаваемый вентилятором во внешней цепи)

$$H = H_r + H_v. \qquad (17.4)$$

Скоростной напор, как известно из аэродинамики, определяется уравнением

$$H_v = \frac{\gamma v^2}{2g} = k_д \left(\frac{v}{10}\right)^2 \ [мм\ вод.\ ст], \qquad (17.5)$$

где

$$k_д = 100 \frac{\gamma}{2g} \ [кг\ сек^2/м^4] \text{ — динамический коэффициент}; \qquad (17.6)$$

γ — удельный вес воздуха в $кг/м^3$;
g — ускорение силы тяжести, равное 9,81 $м/сек^2$;
v — скорость воздуха в $м/сек$.

Удельный вес воздуха определяется как

$$\gamma = \frac{p}{R_т T} = \frac{p}{29,27\,(273+t)}. \qquad (17.7)$$

Здесь $R_т$ — газовая постоянная, равная для воздуха 29,27 $м/°C$;
p и T — давление и абсолютная температура воздуха.

При атмосферном давлении $p = 760$ *мм* рт. ст. $= 10\,330$ $кг/м^2$ и температуре $t = 0$ удельный вес воздуха $\gamma = 1,29$ $кг/м^3$.

Соотношение удельных весов воздуха в зависимости от температуры и давления

$$\gamma = \gamma_0 \frac{p}{p_0} \frac{T_0}{T} \quad и \quad \gamma_1 = \frac{p_1}{T_1}. \qquad (17.8)$$

Здесь γ_0 — удельный вес воздуха при давлении p_0 и абсолютной температуре $T_0 = 273 + t_0$;
γ — удельный вес воздуха при давлении p и абсолютной температуре $T = 273 + t$;

$$\gamma_1 = \frac{\gamma}{\gamma_0}, \quad p_1 = \frac{p}{p_0} \quad и \quad T_1 = \frac{T}{T_0}.$$

Если принять, что γ_0 — удельный вес при $t_0=0$, т. е. при $T_0=273°$ и атмосферном давлении, равном $p_0=760$ *мм* рт. ст., то получим

$$\gamma=0{,}465 \frac{p}{273+t} \; [кг/м^3], \qquad (17.9)$$

и, следовательно, динамический коэффициент

$$k_д=46{,}5 \frac{p}{2g(273+t)}=2{,}37 \frac{p}{273+t}. \qquad (17.10)$$

На уровне моря при $p=760$ *мм* рт. ст. и $t=20°$, на основании (17.9) $\gamma=1{,}2$ *кг/м*³, т. е. $k_д=6{,}12$. В последнем случае выражение (17.5) будет иметь вид

$$H_v=k_д\left(\frac{v}{10}\right)^2=6{,}12\left(\frac{v}{10}\right)^2. \qquad (17.11)$$

Как видно из (17.10) и (17.11), скоростной напор зависит от скорости движения воздуха (v), его давления в зависимости от высоты полета (p) и температуры (t).

Таблица 17.3

Зависимость объемной теплоемкости и удельного веса воздуха от высоты и температуры

$c=f(p, t)$ и $\gamma=f(p, t)$

H *км*	*p* *мм* \ $t°$	60	35	25	15	0	—15	—25	—50
0	760	1,06	1,14	1,185	1,225	1,294	1,37	1,425	1,585
5	405	0,566	0,61	0,632	0,654	0,69	0,73	0,76	0,845
8	266	0,372	0,40	0,415	0,429	0,453	0,48	0,498	0,554
10	198	0,276	0,298	0,309	0,32	0,337	0,356	0,37	0,412
15	93	0,13	0,14	0,145	0,15	0,158	0,168	0,174	0,194
18	55	0,077	0,0826	0,0858	0,089	0,0936	0,099	0,103	0,115
20	41	0,0573	0,0618	0,064	0,0662	0,0698	0,0738	0,0768	0,0854
25	18,63	0,0261	0,0281	0,0291	0,00301	0,0318	0,0336	0,0349	0,0388
30	8,464	0,01185	0,01279	0,01322	0,0137	0,01442	0,01528	0,01584	0,01768

c численно равно γ.

С т а т и ч е с к и й н а п о р. Потеря напора на всех участках воздухопровода, следующих друг за другом по движению потока воздуха, равна разности скоростных напоров у входа в воздухопровод H_{v1} и на выходе из него H_{v2}, иначе говоря, потеря напора в местных сопротивлениях выражается как доля скоростного напора,

определяемая коэффициентом потерь α, аналогичным удельному сопротивлению электрической цепи, т. е.

$$H_r = H_{v1} - H_{v2} = \alpha H_v = \alpha \frac{\gamma v^2}{2g}, \tag{17.12}$$

или для наземных условий

$$H_r = k_д \alpha \left(\frac{v}{10}\right)^2 \approx 6,12\alpha \left(\frac{v}{10}\right)^2. \tag{17.13}$$

Выразив скорость воздушного потока $v = \frac{Q}{S}$ через количество воздуха Q и сечение воздухопровода S, получим:

$$H_r = \alpha \frac{\gamma}{2g} \cdot \left(\frac{Q}{S}\right)^2 = RQ^2, \tag{17.14}$$

где

$R = \alpha \frac{\gamma}{2gS^2} = \frac{\alpha k_д}{S^2}$ — аэродинамическое сопротивление воздухопровода, аналогичное активному сопротивлению электрической цепи. (17.15)

В соответствии с выражением (17.13) получится

$$R \approx 6,12 \frac{\alpha}{100S^2}. \tag{17.16}$$

Таким образом, задача определения статического напора сводится к определению аэродинамического сопротивления воздухопровода R.

Итак, полный напор

$$H = H_r + H_v = \sum_1^n R_k Q_k^2 + k_д \left(\frac{v}{10}\right)^2. \tag{17.17}$$

Физическое содержание аэродинамического сопротивления состоит в том, что воздушный поток на своем пути в воздухопроводе машины преодолевает сопротивление трения в относительно длинных вентиляционных каналах, а также теряет напор вследствие многократных внезапных поворотов, расширений и сжатий струи, которые тоже можно рассматривать как сопротивления.

Точность вентиляционного расчета невелика, так как каждый тип машины имеет свои конструктивные особенности, которые трудно учесть установленными на классических опытах значениями α.

Все же при наличии некоторого опыта можно с достаточной для практики точностью предопределить вентиляционные параметры.

В табл. 17.4 приводятся значения опытного коэффициента потерь α, который можно условно рассматривать как удельное сопротивление электрической цепи.

Таблица 17.4

Опытные значения коэффициента потерь

Характер сопротивления	Элемент пути	Форма канала	a	$k_c = ak_д$	$R = \frac{k_c}{100\,S^2}$	$H_r = RQ^2 = k_c\left(\frac{v}{10}\right)^2$	Примечание
1. Внезапное сжатие	Вход в канал (изменение скорости невелико)	S_1, S_2, v	0,5	~3,1	$\frac{3,1}{100\,S_2^2}$	$3,1\left(\frac{v}{10}\right)^2$	v—после сжатия
2. Внезапное расширение	Выход из канала	S_1, S_2, v	$\left(\frac{S_2}{S_1}-1\right)^2$	$6,2\left(\frac{S_2}{S_1}-1\right)^2$	$\frac{6,2}{100}\left(\frac{1}{S_1^2}-\frac{1}{S_2^2}\right)$	$6,2\left(\frac{S_2}{S_1}-1\right)\left(\frac{v}{10}\right)^2$	v—после расширения
3. Вход в патрубок с острыми краями	Вход в машину или в канал (изменение скорости велико)	v	0,8	~5,0	$\frac{5}{100\,S_2^2}$	$5\left(\frac{v}{10}\right)^2$	v—после сжатия

4. Вход в патрубок с закругленными краями		d	0,25	1,5	$\frac{1,5}{100\ S_2^2}$	$1,5\left(\frac{v}{10}\right)^2$	При $r=(0,25-0,5)\ d$
5. Внезапный поворот	Переход из аксиального канала в радиальный	v	1,0	6,2	$\frac{6,2}{100\ S_2^2}$	$6,2\left(\frac{v}{10}\right)^2$	v—при изменении направления
6. Поворот струи		90°	1,15	~7,0	$\frac{7}{100\ S^2}$	$7\left(\frac{v}{10}\right)^2$	
		135°	0,5	3,0	$\frac{3}{100\ S^2}$	$3\left(\frac{v}{10}\right)^2$	
		r, d, 135°	0,25	1,5	$\frac{1,5}{100\ S^2}$	$1,5\left(\frac{v}{10}\right)^2$	$r=2d$

Продолжение

Характер сопротивления	Элемент пути	Форма канала	α	$k_c = \alpha k_д$	$R = \frac{k_c}{100\,S^2}$	$H_r = RQ^2 = k_c\left(\frac{v}{10}\right)^2$	Примечание
7. Постепенное сжатие		v	0,1	0,6	$\frac{0,6}{100\,S^2}$	$0,6\left(\frac{v}{10}\right)^2$	v—после сжатия
8. Трение в каналах	Шероховатый канал	S, l, Периметр.	$3,22\frac{l}{m}$	$20\frac{l}{m}$		$\sim 20\left(\frac{v}{10}\right)^2 \frac{l}{m}$	$m = \frac{\text{сечение}}{\text{периметр}}$
	Гладкий канал		$1,13\frac{l}{m}$	$7\frac{l}{m}$		$\sim 7\left(\frac{v}{10}\right)^2 \frac{l}{m}$	l—длина канала в *м*
	Шероховатый канал	d, l	$12,9\frac{l}{d}$	$80\frac{l}{d}$		$\sim 80\left(\frac{v}{10}\right) \frac{l}{d}$	d—диаметр канала в *см*
	Гладкий канал		$4,5\frac{l}{d}$	$28\frac{l}{d}$		$\sim 28\left(\frac{v}{10}\right) \frac{l}{d}$	l—длина канала в *м*

§ 4. АЭРОДИНАМИЧЕСКОЕ СОПРОТИВЛЕНИЕ ВОЗДУХОПРОВОДА

В общем случае воздухопровод электрической машины состоит из сложной системы последовательно и параллельно включенных каналов различной формы, оказывающих определенные аэродинамические сопротивления движению воздушного потока.

Сложную систему каналов можно разделить на элементы, включающие либо только последовательно включенные каналы, либо только параллельно включенные каналы.

Определив сопротивление каждого элемента, сложную систему сводят к простой, аналогично тому, как это делают при расчете сложных электрических цепей.

Рассмотрим систему, содержащую n воздушных каналов.

Последовательное включение

(фиг. 17. 3)

Величина статического напора — падение давления в воздухопроводе — будет равна сумме падений на участках, составляющих воздухопровод:

$$H_r=\sum_1^n h_r=\sum_1^n R_к Q^2=Q^2\sum_1^n R_к=Q^2 R_э. \qquad (17.18)$$

где

$$\sum_1^n R_к=R_э=R_1+R_2+\ .\ .\ .\ +R_n. \qquad (17.19)$$

Из (17. 18) следует, что

$$Q=\sqrt{\frac{H_r}{R_э}}=\sqrt{\frac{H_r}{R_1+R_2+\ .\ .\ .\ +R_n}}, \qquad (17.20)$$

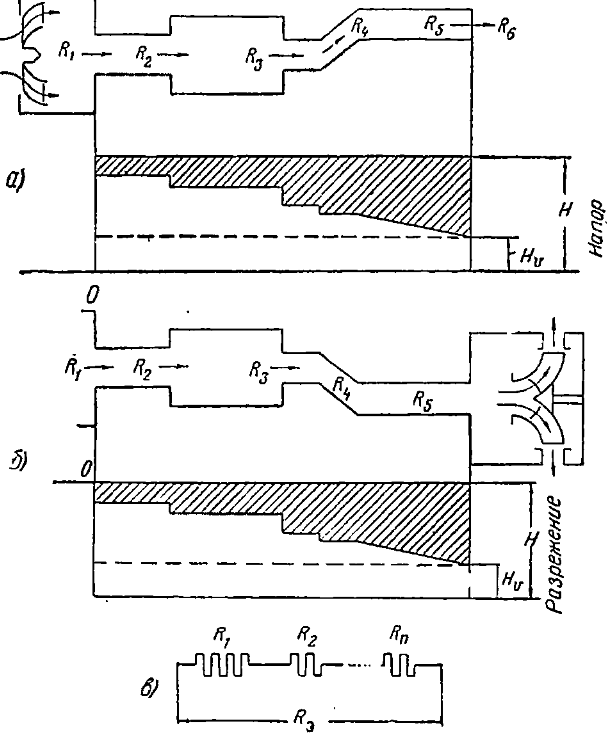
где Q — неизменное количество воздуха, протекающее через n последовательно включенных каналов (изменением объема охлаждающего воздуха вследствие колебания его температуры по мере прохождения каналов пренебрегается).

Таким образом установлено соотношение между падением напора, количеством протекающего воздуха и аэродинамическим сопротивлением при последовательном включении n участков.

Параллельное включение

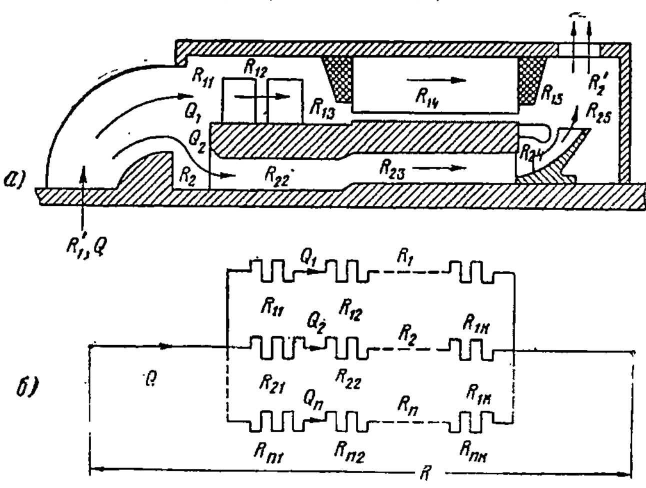
(фиг. 17. 4)

Принимаем, что падение давления на всех n параллельно включенных участках одинаково. Это означает, что количество воздуха распределяется по каналам обратно пропорционально сопротивлению. На фиг. 17. 4 приведена схема параллельного включения и эквивалентная ей электрическая цепь.



Фиг. 17.3. Схема воздухопровода и график напоров при n последовательно включенных элементах.

а—нагнетательная система охлаждения, *б*—вытяжная система охлаждения, *в*—схема замещения.



Фиг. 17.4. Схема воздухопровода при n параллельно включенных воздушных участках.

а—примерное распределение потоков воздуха в авиационном генераторе постоянного тока, *б*—схема замещения n параллельных потоков.

Падение давления в любом из параллельно включенных воздушных участков согласно (17. 18) будет

$$H_r = R_1 Q_1^2 = R_2 Q_2^2 = R_n Q_n^2 = RQ^2. \quad (17.21)$$

Количество воздуха Q_k, протекающее через участок k, можно выразить через общее количество воздуха Q как

$$Q_k = Q \sqrt{\frac{R}{R_k}}, \quad (17.22)$$

где

$$Q = \sum_1^n Q_k = Q_1 + Q_2 + \ldots + Q_n \quad (17.23)$$

С учетом уравнения (17. 22) получится

$$Q = Q\sqrt{\frac{R}{R_1}} + Q\sqrt{\frac{R}{R_2}} + \ldots + Q\sqrt{\frac{R}{R_n}} = Q\sqrt{R}\sum_1^n \frac{1}{\sqrt{R_k}}$$

или после сокращения на Q:

$$\frac{1}{\sqrt{R}} = \frac{1}{\sqrt{R_1}} + \frac{1}{\sqrt{R_2}} + \ldots + \frac{1}{\sqrt{R_n}} = \sum_1^n \frac{1}{\sqrt{R_k}}, \quad (17.24)$$

откуда сопротивление R параллельно включенных n воздушных каналов будет равно

$$R = \frac{1}{\left(\sum_1^n \frac{1}{\sqrt{R_k}}\right)^2} = \frac{1}{\left(\frac{1}{\sqrt{R_1}} + \frac{1}{\sqrt{R_2}} + \ldots + \frac{1}{\sqrt{R_n}}\right)^2}. \quad (17.25)$$

Из выражений (17. 23) и (17. 25) можно получить падение давления на концах рассматриваемой системы, выраженное через общее сопротивление и полное количество воздуха системы

$$H_r = RQ^2 = \left(\frac{\sum_1^n Q_k}{\sum_1^n \frac{1}{\sqrt{R_k}}}\right)^2 =$$

$$= \left(\frac{Q_1 + Q_2 + \ldots + Q_n}{\frac{1}{\sqrt{R_1}} + \frac{1}{\sqrt{R_2}} + \ldots + \frac{1}{\sqrt{R_n}}}\right)^2. \quad (17.26)$$

На основании (17.21) и (17.25) получим соотношение между количеством воздуха, протекающим через систему и выраженным в зависимости от ее полного сопротивления, и падением напора, т. е.

$$Q=\sqrt{\frac{H_r}{R}}=\sqrt{H_r}\sum_{1}^{n}\frac{1}{\sqrt{R_k}}=\sqrt{H_r}\left(\frac{1}{\sqrt{R_1}}+\ .\ .\ .\ +\frac{1}{\sqrt{R_n}}\right). \quad (17.27)$$

Во многих практических случаях принимают, что в электрической машине имеется только два параллельных воздушных пути ($n=2$), тогда выражения (17.25), (17.26) и (17.27) получат следующий простой вид:

$$R=\frac{1}{\left(\frac{1}{\sqrt{R_1}}+\frac{1}{\sqrt{R_2}}\right)^2}=\frac{R_1R_2}{(\sqrt{R_1}+\sqrt{R_2})^2}, \quad (17.28)$$

$$H_r=\left(\frac{Q_1+Q_2}{\sqrt{R_1}+\sqrt{R_2}}\right)^2R_1R_2, \quad (17.29)$$

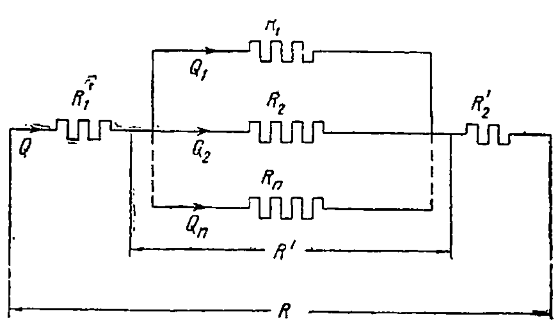
$$Q=(\sqrt{R_1}+\sqrt{R_2})\sqrt{\frac{H_r}{R_1R_2}} \quad (17.30)$$

и, наконец,

$$Q_1=Q\sqrt{\frac{R}{R_1}}. \quad (17.31)$$

Смешанное включение
(фиг. 17.5)

На фиг. 17.5 представлена электрическая схема, эквивалентная вентиляционной системе, имеющей параллельные и последовательные участки.



Фиг. 17.5. Схема замещения смешанного соединения воздушных участков.

В этом случае, пользуясь ранее полученными уравнениями, можно получить полное сопротивление системы:

$$R=R_1'+R'+R_2'=\sum_{1}^{n}R_{1k}+\frac{1}{\left(\sum\frac{1}{\sqrt{R_k}}\right)^2}+\sum_{1}^{n}R_{2k}, \quad (17.32)$$

падение давления

$$H_r = RQ^2 \qquad (17.33)$$

и количество воздуха

$$Q = \sqrt{\frac{H_r}{R}}. \qquad (17.34)$$

Очевидно, число элементарных воздушных участков, соответствующих сопротивлениям R_1', R' и R_2, различно для каждого из них.

Сложное смешанное включение

(фиг. 17. 6)

На фиг. 17. 2 приведена схема охлаждения авиационного генератора ГСР-18000, которой соответствует принципиальная эквивалентная схема аэродинамических сопротивлений фиг. 17. 6,*а*.

В данном случае расчет аэродинамического сопротивления машины усложняется дополнительной ветвью R_3, соответствующей воздушному потоку, уходящему в окна станины над коллектором.

Подобные сложные соединения воздушных участков можно упростить и представить в виде схемы фиг. 17. 6,*б*.

Дальнейшее упрощение схемы состоит в замене треугольника R_2—R_{5-6}—R_4 эквивалентной звездой, как это широко применяется в электрических цепях.

Переход от треугольника к эквивалентной звезде может быть произведен в соответствии с фиг. 17.7 с помощью выражений

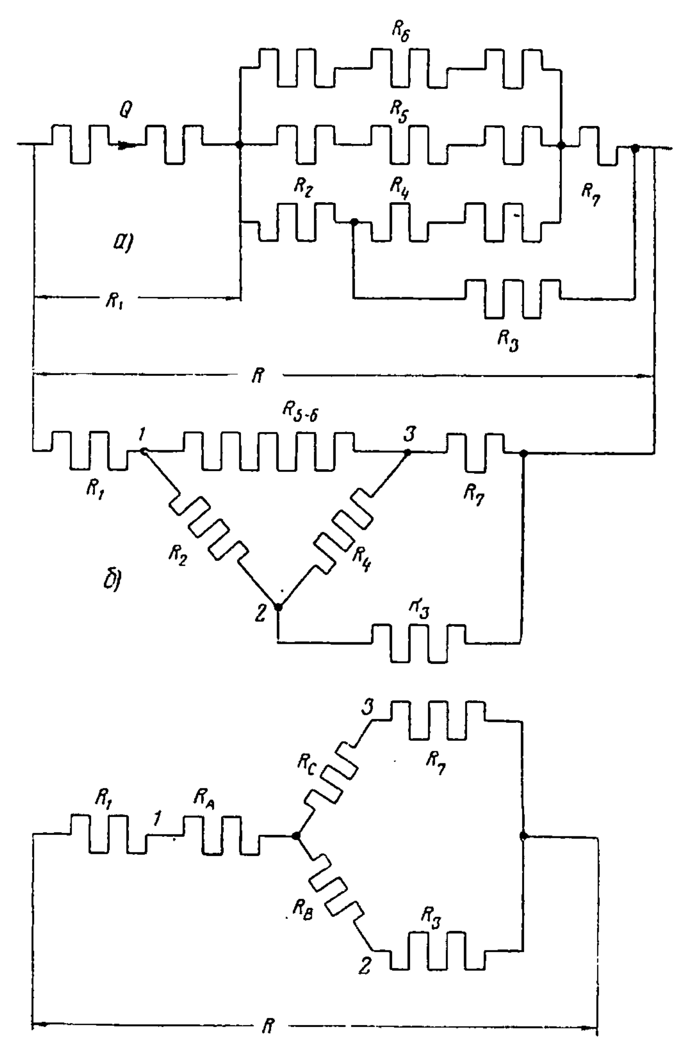
$$R_A = 0{,}5\,(K_1 + K_2 - K_3),$$
$$R_B = 0{,}5\,(K_2 + K_3 - K_1),$$
$$R_C = 0{,}5\,(K_1 + K_3 - K_2), \qquad (17.35)$$

где

$$K_1 = R_A + R_C = \frac{\zeta_1}{\sum R + \sqrt{\zeta_1}},$$
$$K_2 = R_A + R_B = \frac{\zeta_2}{\sum R + \sqrt{\zeta_2}},$$
$$K_3 = R_B + R_C = \frac{\zeta_3}{\sum R + \sqrt{\zeta_3}}. \qquad (17.36)$$

$$\zeta_1 = R_{12}\,(R_{23} + R_{31}),$$
$$\zeta_2 = R_{23}\,(R_{12} + R_{31}),$$
$$\zeta_3 = R_{31}\,(R_{12} + R_{23}),$$
$$\sum R = R_{12} + R_{23} + R_{31}. \qquad (17.37)$$

Таким образом, сложные системы воздушных путей приводятся к обычным смешанным системам.

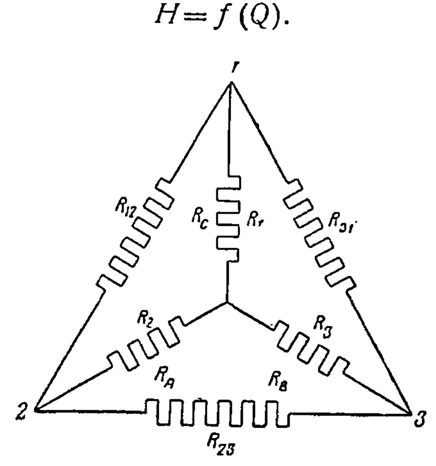


Фиг. 17. 6. Схема замещения сложного смешанного соединения воздушных участков.

а—общий вид схемы замещения, *б*—упрощенная схема замещения, *в*—схема замещения, приведенная к простому смешанному соединению.

Задаваясь различными значениями Q, определяют характеристику воздухопровода машины, т. е. зависимость потребного напора от количества воздуха

$$H=f(Q).$$



Фиг. 17.7. К выводу формулы преобразования треугольника в эквивалентную звезду.

§ 5. ВЕНТИЛЯТОРЫ

Вентиляторы разделяются на центробежные, осевые и комбинированные.

Центробежными или радиальными называются такие вентиляторы, у которых поток охлаждающей среды входит в кольцевую щель по внутреннему диаметру $D_{в}$ и выталкивается в кольцевую щель по наружному диаметру $D_{н}$.

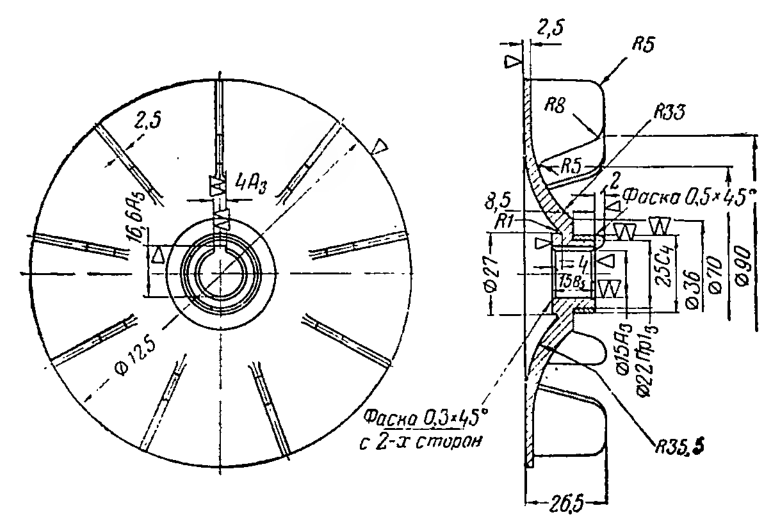
Перемещение охлаждающей среды при любом направлении вращения центробежного вентилятора и независимо от формы лопаток происходит (под влиянием центробежной силы) перпендикулярно оси вращения вентилятора (радиально) от щели с меньшим к щели с большим диаметром.

Осевыми или пропеллерными называются такие вентиляторы, у которых охлаждающая среда перемещается вдоль оси вращения вентилятора. При изменении направления вращения вентилятора изменяется также и направление потока охлаждающей среды, что не имеет места в центробежных вентиляторах.

Комбинированными вентиляторами называются такие, у которых радиальный поток охлаждающей среды перемещается независимо от направления вращения от центра к периферии, как у центробежных вентиляторов, а осевое перемещение охлаждающей среды зависит, как у осевых вентиляторов, от направления вращения.

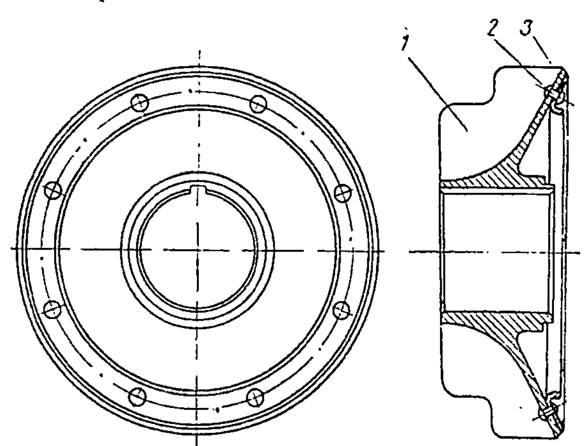
Можно выполнить радиальные и осевые вентиляторы так, чтобы они работали почти одинаково производительно при изменении направления вращения. Однако при этом их к. п. д. будет ниже, чем у нереверсивных вентиляторов. В авиационных генераторах и дви-

гателях с самоохлаждением обычно применяют центробежные вентиляторы. Часто генераторы, охлаждаемые встречным потоком воздуха, снабжаются также и центробежными вентиляторами, которые обеспечивают их охлаждение при неподвижном самолете.



Фиг. 17.8. Центробежный вентилятор авиационного двигателя постоянного тока МП-2500.

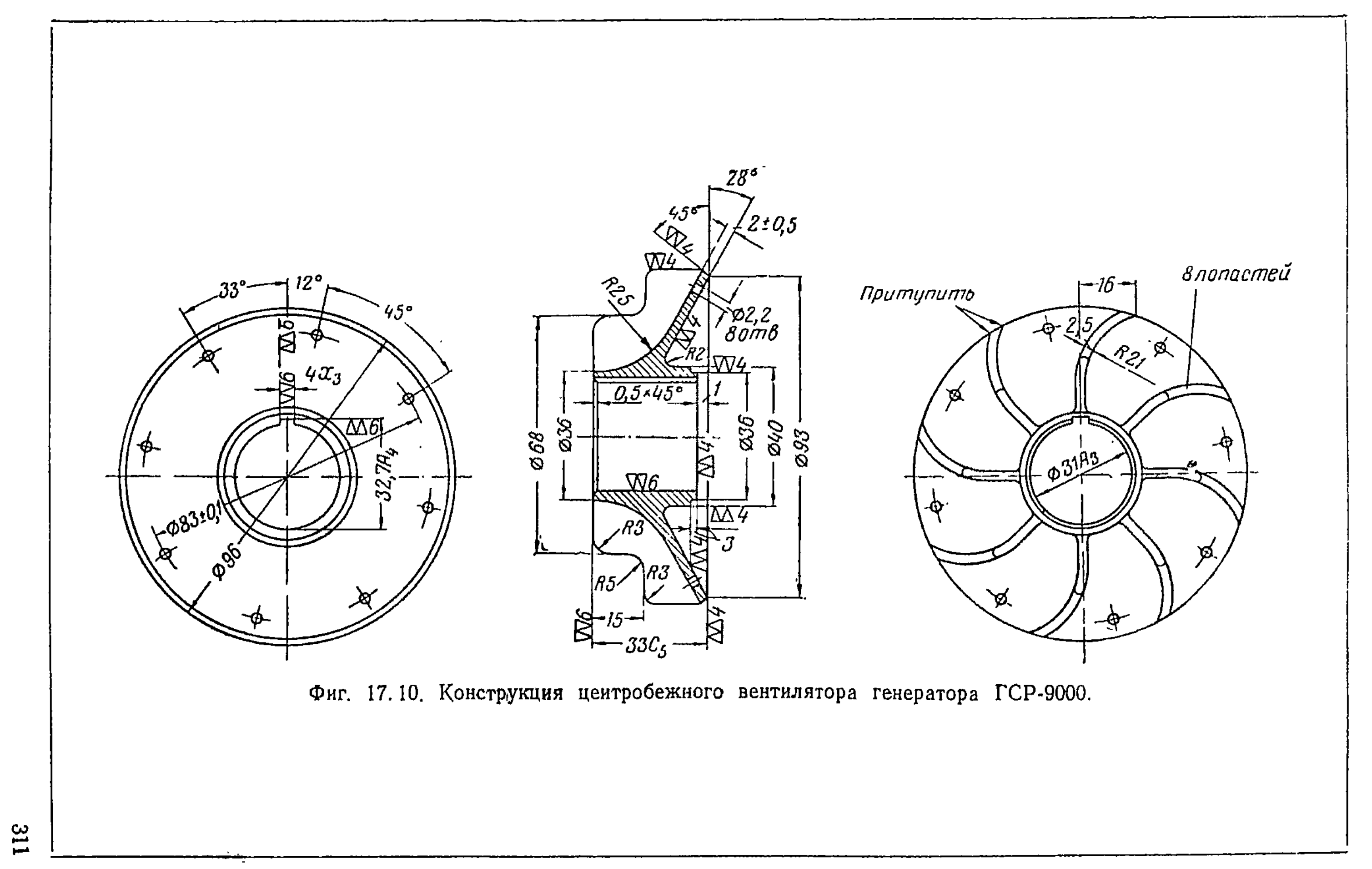
На фиг. 17.8 приведена конструкция центробежного вентилятора авиационного электродвигателя мощностью 2500 *вт*.



Фиг. 17.9. Типовой центробежный вентилятор авиационных генераторов серии ГСР.

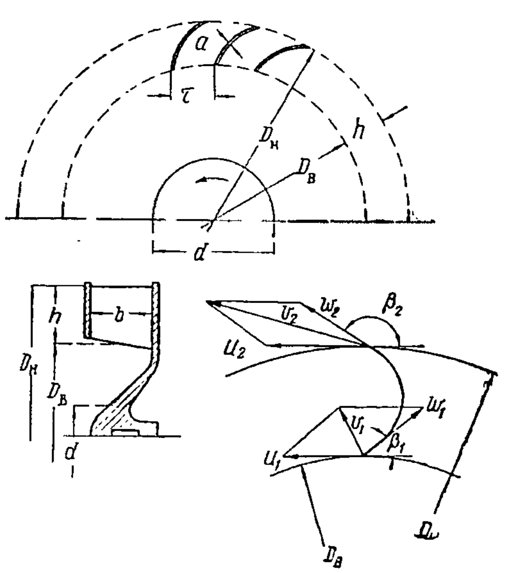
1—вентилятор из алюминиевого литья, 2—заклепки, 3—балансировочное кольцо.

На фиг. 17.9 и 17.10 приведена конструкция центробежного вентилятора авиационного генератора мощностью 9000 *вт*.



Фиг. 17.10. Конструкция центробежного вентилятора генератора ГСР-9000.

Вентиляторы авиационных электрических машин обычно выполняются литыми из алюминия или штампованными из листовой стали.



Фиг. 17.11. К расчету вентилятора.

Предварительно размеры центробежного вентилятора (фиг. 17.11) можно определить из следующих соотношений.

Наружный диаметр вентилятора $D_н$ — выбирают максимально возможным по конструктивным соображениям. Тогда внутренний диаметр определится соотношением

$$\frac{D_н}{D_в} \approx 1{,}2;$$

ширина лопатки b из

$$\frac{b}{D_н} \approx 0{,}11,$$

высота лопатки h, как

$$h = 0{,}5\,(D_н - D_в) \approx 0{,}0825 D_н.$$

Шаг лопатки по внутреннему диаметру

$$\tau = \frac{\pi D_в}{n} = k_л h = 0{,}5 k_л\,(D_н - D_в) \approx 0{,}1 k_л D_в,$$

где $k_л = 1$ — при радиальной лопатке;
$k_л = 0{,}6$ — при лопатке, загнутой вперед;
$k_л = 0{,}8$ — при лопатке, загнутой назад.

Число лопаток

$$n = \frac{\pi D_в}{\tau} = 10\frac{\pi}{k_л}.$$

При больших окружных скоростях выбирают большее число лопаток для уменьшения потерь на завихрение, а при малых окружных скоростях — меньшее число лопаток для снижения потерь на трение.

Приближенный расчет встроенного вентилятора

Как указывалось, для реверсивных машин применяют вентиляторы с радиальными лопатками, а для машин одностороннего вращения применяют изогнутые (против вращения) лопатки. Последние имеют больший к. п. д., но сложнее в производстве.

На фиг. 17.12 приведены относительные характеристики вентиляторов, т. е. зависимость относительного напора $\frac{H}{H_0}$ и к. п. д. η

вентилятора от относительного расхода воздуха $\frac{Q}{Q_{\max}}$ для различных типов лопаток.

Режим холостого хода вентилятора, когда расход воздуха (ток) равен нулю, определяется уравнением

$$H_0 = k_н \gamma \left(\frac{n}{1000}\right)^2 \left(\frac{D_н}{10}\right)^2 \text{ [мм вод. ст.]}, \qquad (17.38)$$

где γ — плотность воздуха в $кг/м^3$;

$D_н$ — наружный диаметр вентилятора в *см;*

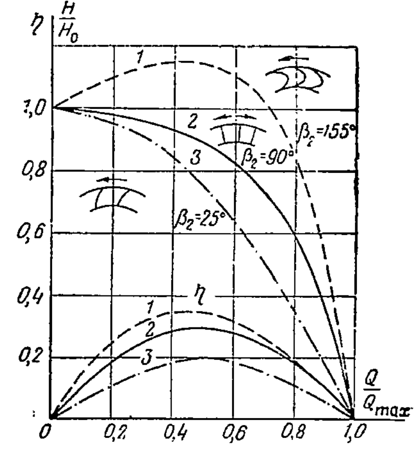
n — скорость вращения в об/мин.

Режим короткого замыкания вентилятора (работа в атмосферу), когда расход воздуха (ток) максимален, а напор (напряжение), развиваемый вентилятором, равен нулю, определяется уравнением

$$Q_{\max} = k_Q \left(\frac{n}{1000}\right) \left(\frac{D_н}{10}\right)^2 \frac{b}{100} [м^3/сек], \qquad (17.39)$$

где b — ширина лопаток у входа в вентилятор в *см.*

Коэффициенты $k_н$ и k_Q зависят от типа вентилятора и равны:



Фиг. 17. 12. Характеристики скоростей вентиляторов в относительных единицах.

1—выходной край лопатки отогнут в направлении вращения, 2—радиальные лопатки, 3—выходной край лопатки отогнут против направления вращения.

Тип лопатки	Радиальный угол 90°	Угол наклона 135°	Угол наклона 155°
$k_н$	0,96	0,80	0,72
k_Q	0,64	0,58	0,55

Ширина лопатки. Расчет вентилятора ведется из условия максимального к. п. д. Максимальный к. п. д. имеет место, если рабочая точка расхода соответствует 0,5 $Q_{\max}$ (см. фиг. 17. 12), т. е.

$$Q = 0{,}5Q_{\max} = 0{,}5k_Q \frac{n}{1000} \left(\frac{D_н}{10}\right)^2 \frac{b}{100}. \qquad (17.40)$$

При $D_н$, максимально возможном из конструктивных соображений, ширина лопатки

$$b = \frac{200Q}{k_Q \frac{n}{1000} \left(\frac{D_н}{10}\right)^2} \text{ [см]}, \qquad (17.41)$$

где Q — необходимый расход воздуха; берется из расчета охлаждения в $м^3/сек$.

Давление, развиваемое вентилятором при η_{max} зависит от типа лопатки, а именно

$$H = \zeta_н H_0,$$

где из фиг. 17.12:

Тип лопатки	Радиальный угол 90°	Угол наклона 135°	Угол наклона 155°
$\xi_н$	0,89	0,75	1,15

Внутренний диаметр вентилятора выбирается из условия, чтобы скорость воздуха на входе в вентилятор v_2 была меньше скорости воздуха у входа на лопатки v_1.

Таким образом, $v_1 > v_2$, но

$$v_1 = \frac{Q}{(\pi D_в - nba)\, b} \approx \frac{Q}{\pi D_в b} \tag{17.42}$$

и

$$v_2 = \frac{4Q}{\pi (D_в^2 - d^2)},$$

где a — толщина лопатки.

Если принять, что

$$\frac{Q}{\pi D_в b} \approx \frac{4Q}{D_в^2 - d^2}, \text{ то}$$

$$D_в^2 - 4D_в b - d^2 = 0 \text{ и}$$

$$D_в \approx 2в\left[1 + \sqrt{1 + \left(\frac{d}{2b}\right)^2}\right] [см]. \tag{17.43}$$

Потери в вентиляторе. Мощность, потребляемая вентилятором, развивающим напор H при расходе воздуха Q, равна

$$P_в = 9{,}81 \frac{QH}{\eta} [вт], \tag{17.44}$$

где η — к. п. д. вентилятора, который зависит от типа вентилятора и режима работы.

§ 6. РАСХОД ВОЗДУХА В МАШИНЕ

Действительный расход воздуха в машине может быть определен совмещением в одной координатной системе характеристики воздухопровода $RQ^2 = f(Q)$ и характеристики вентилятора $H = \varphi(Q)$ (фиг. 17.13).

Точка пересечения этих характеристик дает действительный расход воздуха и полное падение давления, развиваемое вентилятором в системе самовентиляции.

Изменяя аэродинамическое сопротивление машины, можно влиять на положение точки A и, следовательно, на расход воздуха.

В системах охлаждения продувом (без внутреннего вентилятора) динамический напор встречного потока воздуха определяется скоростью летательного аппарата

$$H'_v = \frac{\gamma}{2g} v^2 = H_г + H_т = (R_г + R_т) H_v, \qquad (17.45)$$

где v — скорость летательного аппарата в *м/сек*;
$R_г$ и $R_т$ — сопротивление генератора и подводящего трубопровода.

Если падение давления в подводящем воздухопроводе

$$H_т = R_т Q^2,$$

то напор на входе в генератор определится выражением

$$H_г = H'_v - H_т = H'_v - R_т Q^2. \qquad (17.46)$$

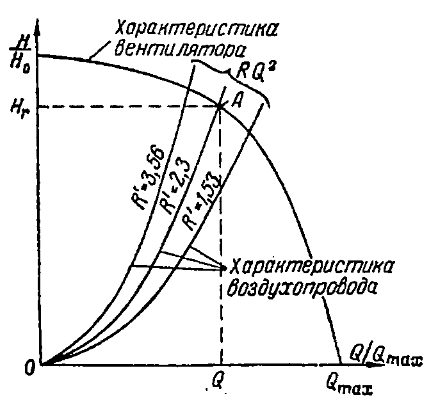
Полное сопротивление генератора, подводящего трубопровода и всей системы охлаждения будет

$$R_г = \frac{H_г}{H_v}, \quad R_т = \frac{H'_v - H_г}{H_v} \text{ и } R_г + R_т = \frac{H'_v}{H_v}. \qquad (17.47)$$

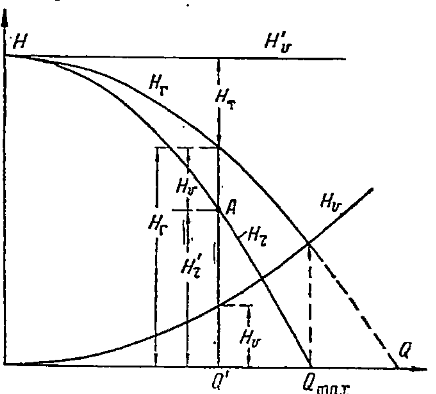
Приняв во внимание (17.47), получим

$$H_v = \frac{H'_v}{R_г + R_т} \text{ и } H_г = R_г H_v = \frac{R_г}{R_г + R_т} H'_v. \qquad (17.48)$$

Если допустить, что динамический напор воздуха на входе в патрубок воздухопровода неизменен, то кривая $H_г = \varphi(Q)$ является па-



Фиг. 17.13. Характеристики вентилятора и воздухопровода $H=\varphi(Q)$ и $RQ^2=f(Q)$.



Фиг. 17.14. Характеристики системы вентиляции при продуве.

раболой и соответствует характеристике вентилятора. Точка A и в этом случае даст действительный расход воздуха Q' и давление на входе в генератор $H'_г$ (см. фиг. 11.14).

Очевидно, расход энергии на охлаждение определяется полным напором, т. е.

$$P_в = 9{,}81 H_v' Q'. \qquad (17.49)$$

При расчете аэродинамического к. п. д. и аэродинамического веса электрической машины необходимо учитывать расход мощности авиадвигателей на преодоление добавочного лобового сопротивления самолета вследствие отбора воздуха на охлаждение. Потеря мощности на охлаждение велика при больших скоростях полета.

Глава XVIII

ТЕПЛОВОЙ РАСЧЕТ МАШИНЫ С ВОЗДУШНЫМ ОХЛАЖДЕНИЕМ

§ 1. ОБЩИЕ ЗАМЕЧАНИЯ

Задача теплового расчета состоит в определении температуры отдельных частей электрической машины при заданном режиме работы. Различают три основных номинальных режима работы электрических машин: продолжительный, кратковременный и повторно-кратковременный. Продолжительным номинальным режимом называют такой, при котором рабочий период неограничен и превышение температуры всех частей машины достигает допустимых установившихся значений.

Кратковременным номинальным режимом называется такой, при котором рабочий период ограничен, причем превышение температуры всех частей машины в конце рабочего периода не выходит за допустимые пределы. Предполагается, что период остановок длителен, и машина приходит практически в холодное состояние.

Повторно-кратковременным номинальным режимом называется такой, при котором кратковременные рабочие периоды чередуются с кратковременными паузами, причем при заданном значении относительной продолжительности рабочего периода (в течение неограниченного времени) превышение температуры всех частей машины не выходит за допустимые пределы.

Для машин общего применения установлены следующие стандартные длительности кратковременной работы: 15, 30 и 60 мин. и относительные продолжительности рабочего периода повторно-кратковременной работы: 15, 25 и 40%.

Для авиационных электрических машин режимы кратковременной и повторно-кратковременной работы стандартом не установлены и определяются конкретными техническими условиями.

Температура отдельных частей машины обычно неодинакова для всего ее объема. Так, например, температура обмотки и сердечника якоря при аксиальной системе охлаждения возрастает по пути движения потока охлаждающего воздуха.

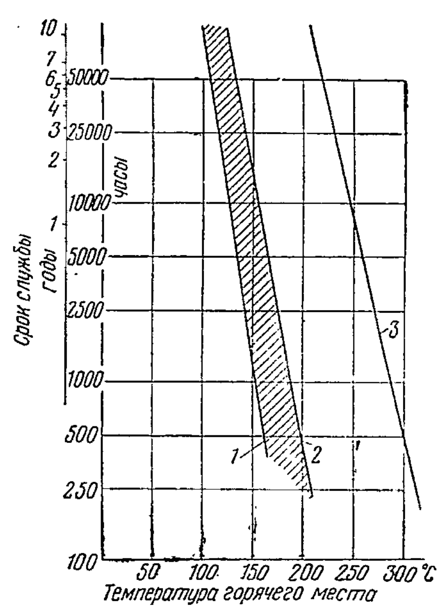
Максимальная разность температур в объеме одной и той же части машины («перекос температуры») может достигать больших

значений; при прочих равных условиях она тем выше, чем больше тепловая нагрузка машины.

Так как авиационные электрические машины имеют большие тепловые нагрузки (A, j и p_c), то перекос температуры в машинах большой мощности может достигать 30÷50° С. Последнее является существенным недостатком воздушной системы охлаждения.

Учитывая изложенное, понятие «превышение температуры» какой-либо части машины над температурой окружающей среды имеет условный характер, и его необходимо понимать как среднее превышение температуры.

Допустимая температура обмоток определяется классом изоляции и сроком службы, а допустимые температуры подшипников, щеток и коллектора определяются сроком службы, применяемыми материалами, системой охлаждения и конструкцией. Современные авиационные электрические машины постоянного тока, выполненные с применением кремнеорганической изоляции, допускают температуру 200÷250° при длительном режиме и 300÷350° при кратковременном режиме. Ведутся работы по повышению рабочей температуры до 500 и более градусов.



Фиг. 18. 1. Срок службы изоляции в зависимости от температуры.

1—органические материалы (бумага, шелк и т. д.) и эмали проводов, 2—изделия из слюды и асбеста, 3—изделия из кремнеоргаников.

На фиг. 18. 1 приведена зависимость срока службы обмоток машины от температуры для разных классов изоляции. Надо иметь в виду, что срок службы изоляции определяется температурой наиболее горячего места, поэтому необходимо стремиться к снижению перекоса температур. Получение практически одинаковых температур во всем объеме машины возможно в случае применения новых систем охлаждения авиационных электрических машин и в частности испарения жидкости на внутренних поверхностях машины.

§ 2. ПРЕВЫШЕНИЕ ТЕМПЕРАТУРЫ ОХЛАЖДАЮЩЕГО ВОЗДУХА

Если допустить, что все тепловые потери, выделяемые в машине, уносятся воздухом, протекающим через машину, то превышение его температуры будет

$$\vartheta_{в} = t_2 - t_1 = \frac{\sum P}{cQ} = \frac{\sum P}{G_{в}}, \tag{18.1}$$

где t_1 — температура входящего в машину воздуха;
t_2 — температура выходящего из машины воздуха;
$\sum P$ — полные тепловые потери, отводимые воздухом;
c — теплоемкость воздуха;
Q и $G_в$ — объем (в $м^3/сек$) и вес (в $кг/м^3$) воздуха.

Если принять, что воздух, проходя через машину, нагревается равномерно, то средняя температура его в машине

$$t_{ср} = 0{,}5\,(t_1 + t_2)$$

и среднее превышение температуры воздуха

$$\vartheta_{в.ср} = t_{ср} - t_1 = 0{,}5\,(t_2 - t_1) = 0{,}5\vartheta_{в.}.$$

Сопоставление систем продува и самоохлаждения

Продув. Скоростной напор воздуха на входе в патрубок машины прямо пропорционален квадрату скорости полета v^2 и первой степени удельного веса воздуха γ, т. е.

$$H'_v = \gamma \frac{v^2}{2g}.$$

Выражая скорость через весовой расход воздуха, получим

$$H'_v = \frac{G_в^2}{2g\gamma S^2} \equiv \frac{G_в^2}{\gamma}, \qquad (18.2)$$

т. е. скоростной напор прямо пропорционален квадрату веса воздуха и обратно пропорционален удельному весу.

Из (18.2) следует выражение для весового расхода воздуха

$$G_в \equiv \sqrt{H'_v \gamma}. \qquad (18.3)$$

В относительных единицах выражения (18.2) и (18.3) будут

$$H'_{v1} = \frac{H'_v}{H'_{v0}} = \frac{G_{в1}^2}{\gamma_1} = \frac{G_{в1}^2}{p_1} T_1, \qquad (18.4)$$

где

$$G_{в1} = \frac{G_в}{G_{в.о}} = \sqrt{H'_{v1}\gamma_1} = \sqrt{H'_{v1}\frac{p_1}{T_1}} \qquad (18.5)$$

$$\text{и } \gamma_1 = \frac{\gamma}{\gamma_0}.$$

Таким образом, относительный весовой расход воздуха при охлаждении продувом прямо пропорционален корню квадратному из относительного значения скоростного напора H_{v1}' и относительного значения плотности воздуха p_1 и обратно пропорционален относительному значению абсолютной температуры T_1. В связи с этим рассмотрим два возможных варианта полетов.

а) Если с увеличением высоты полета скорость летательного аппарата *остается постоянной,* то

$$H'_{v1} = \gamma_1 = \frac{p_1}{T_1}$$

и относительный весовой расход воздуха

$$G_{в1}=\gamma_1=\frac{p_1}{T_1} \quad (18.6)$$

снижается прямо пропорционально относительному значению плотности воздуха и обратно пропорционально относительному значению абсолютной температуры.

б) Если же с увеличением высоты полета скорость летательного аппарата *возрастает* так, что скоростной напор на входе в патрубок электрической машины остается неизменным, то $H_{v1}'=1$ и относительный весовой расход воздуха

$$G_{в1}=\sqrt{\gamma_1}=\sqrt{\frac{p_1}{T_1}} \quad (18.7)$$

снижается в меньшей степени, чем в случае *а*.

С увеличением высоты полета в результате снижения весового расхода воздуха возрастает превышение температуры воздуха.

Относительное значение превышения температуры воздуха

$$\vartheta_{в1}=\frac{\vartheta_в}{\vartheta_{в0}}=\frac{\sum P_1}{G_{в1}}. \quad (18.8)$$

В случае, когда $H'_{v1}=\gamma_1$,

$$\vartheta_{в1}=\frac{\sum P_1}{\gamma_1}=\frac{\sum P_1}{p_1}T_1, \quad (18.9)$$

а при $H'_{v1}=1$

$$\vartheta_{в1}=\frac{\sum P_1}{\sqrt{\gamma_1}}=\sum P_1\sqrt{\frac{T_1}{p_1}}. \quad (18.10)$$

Самоохлаждение. Относительное значение напора, развиваемого вентилятором во внешней цепи в высотных условиях, равно

$$H_1=\frac{H}{H_0}=\gamma_1 n_1^2=n_1^2\frac{p_1}{T_1}. \quad (18.11)$$

Относительное значение весового расхода воздуха при этом будет

$$G_{в1}=\sqrt{H_1\gamma_1}=n_1\gamma_1=n_1\frac{p_1}{T_1}. \quad (18.12)$$

Таким образом, при неизменной скорости вращения ($n_1=1$) относительный весовой расход воздуха с увеличением высоты полета снижается прямо пропорционально относительному значению плотности воздуха и обратно пропорционально относительному значению абсолютной температуры.

Относительное значение превышения температуры воздуха определяется выражением

$$\vartheta_{в1}=\frac{\sum P_1}{n_1 p_1}T_1=\frac{\sum P_1}{n_1\gamma_1}, \quad (18.13)$$

в котором значения γ_1 приведены из табл. 18. 1.

Таблица 18.1

Стандартная атмосфера (СА)

Высота H	Барометрическое давление p		$p_1=\frac{p}{p_0}$	Температура T	Температура t	$T_1=\frac{T}{T_0}$	Объемный вес γ	Плотность ρ	$\gamma_1=\rho_1$ $\frac{\gamma}{\gamma_0}=\frac{\rho}{\rho_0}$	$\sqrt{\gamma_1}=\sqrt{\rho_1}$	Кинематический коэффициент вязкости воздуха $\nu\cdot10^4$	Скорость звука a	$\nu_1=\frac{\nu}{\nu_0}$
км	*мм.* рт. ст.	*кг/м*^{2}		°К	°С		*кг/м*^{3}	*кг сек*^{2}*/м*^{4}			*м*^{2}*/сек*	*м/сек*	
−0,5	806,2	10960	1,061	291,25	18,25	1,011	1,285	0,131	1,049	1,024	0,139	342,1	0,965
0	760,0	10332	1,000	288	15,00	1,000	1,225	0,125	1,000	1,000	0,144	340,2	1,000
2	596,2	8105,4	0,784	275	2,0	0,955	1,007	0,1027	0,8215	0,9064	0,1679	332,5	1,165
4	462,2	6284,2	0,608	262	—11,0	0,9097	0,819	0,0835	0,6685	0,81766	0,197	324,5	1,37
6	353,7	4809,5	0,465	249	−24	0,8645	0,6598	0,0673	0,5384	0,73375	0,234	316,3	1,62
8	266,89	3628,4	0,351	236	—37	0,8194	0,5252	0,0536	0,4286	0,6546	0,2799	308,0	1,94
10	198,16	2694,0	0,261	223	—50	0,7743	0,4126	0,0421	0,03367	0,5803	0,339	299,4	2,35
11	169,63	2306,1	0,223	216,5	—56,5	0,7517	0,3638	0,03710	0,2969	0,5449	0,375	295,0	2,6
12	144,87	1969,5	0,191	216,5	—56,5	0,7517	0,3108	0,03169	0,2536	0,5036	0,4386	295,0	3,04
14	105,67	1436,5	0,139	216,5	—56,5	0,7517	0,2266	0,02311	0,18495	0,4300	0,6013	295,0	4,18
15	90,24	1226,9	0,1187	216,5	—56,5	0,7517	0,1935	0,01974	0,15795	0,3974	0,7041	295,0	4,89
16	77,07	1047,8	0,1014	216,5	—56,5	0,7517	0,1653	0,01686	0,1349	0,3673	0,8244	295,0	5,72
18	56,21	764,23	0,074	216,5	—56,5	0,7517	0,1206	0,012296	0,0988	0,3037	1,130	295,0	7,85
20	41,00	557,41	0,054	216,5	—56,5	0,7517	0,08795	0,008968	0,07176	0,2679	1,550	295,0	10,75
22	29,9	406,57	0,0394	215,5	—56,5	0,7517	0,06415	0,006541	0,05234	0,2288	2,125	295,0	14,75
24	21,18	296,54	0,02870	216,5	—56,5	0,7517	0,04679	0,004771	0,03818	0,1954	2,913	295,0	20,35
25	18,63	253,25	0,0245	216,5	—56,5	0,7517	0,03996	0,004075	0,03260	0,1806	3,411	295,0	23,75
26	15,910	216,29	0,0209	216,5	—56,5	0,7517	0,03412	0,00348	0,02785	0,1669	3,994	295,0	27,75
28	11,60	157,76	0,01527	216,5	—56,5	0,7517	0,02489	0,002538	0,020318	0,1425	5,476	295,0	40,1
30	8,464	115,07	0,0111	216,50	—56,5	0,7517	0,01815	0,001851	0,01481	0,1217	7,507	295,0	52,2

Из последних выражений ясно, что превышение температуры охлаждающего воздуха с увеличением высоты и скорости полета резко возрастает в результате снижения плотности воздуха (p_1), повышения температуры (T_1) и увеличения тепловых потерь (ΣP_1) вследствие роста температуры обмоток.

Пример. В генераторе мощностью 17 *квт* $Q=0,235$ *м³/сек* при

$$t_0=25° \text{ и } p_0=760 \text{ мм рт. ст.}$$

Весовой расход воздуха

$$G_в=\gamma Q=1,18\cdot 0,235=0,395 \; кг/сек \approx 1000 \; кг/час.$$

Потери, отводимые охлаждающим воздухом при $\eta=0,78$, равны

$$\sum P=P_н\frac{1-\eta}{\eta}=18\frac{0,22}{0,78}\approx 5,1 \; квт.$$

Превышение температуры воздуха в наземных условиях

$$\vartheta_{в0}=\frac{\sum P}{G_в}=\frac{5,1}{0,395}\approx 13° \text{ C}.$$

При расчетной температуре $t_{10}=50°$, весовой расход воздуха в наземных условиях снижается до 0,365 *кг/сек* и $\vartheta_{в0}\approx 14°$.

Средняя температура воздуха в машине

$$t_{ср}=t_{10}+\vartheta_{в0\,ср}=57° \text{ C}.$$

Температура выходящего воздуха

$$t_{20}=t_{10}+\vartheta_{в0}=64° \text{ C}.$$

При полете на высоте $H=18$ *км* и температуре охлаждающего воздуха $t_1=0°$ получим при благоприятных условиях, когда $H_{v1}=1$ и $T_1=0,815$,

$$G_{в1}=\sqrt{\frac{p_1}{T_1}}=\sqrt{\frac{0,0725}{0,815}}\approx 0,298$$

и

$$\vartheta_{в1}=\sum P_1\sqrt{\frac{T_1}{p_1}}=3,36\sum P_1.$$

Если предположить, что $\sum P_1=1$, то

$$\vartheta_в=\vartheta_{в0}\vartheta_{в1}=3,36\cdot 14\approx 47° \text{ C}.$$

Средняя температура воздуха в машине

$$t_{ср}=t_1+\vartheta_{в.\,ср}=0+23,5=23,5° \text{ C}.$$

Температура выходящего воздуха

$$t_2=t_1+\vartheta_в=47° \text{ C}.$$

Если температура охлаждающего воздуха на высоте 18 *км* в результате адиабатического сжатия $t_1=50°$, то

$$G_{в1}=\sqrt{p_1}\approx 0,269,\quad \vartheta_{в1}=3,72 \quad и \quad \vartheta_в=52° C;$$

$$t_{ср}=t_1+\vartheta_{в.\,ср}=50+26=76°,$$

$$t_2=t_1+\vartheta_в=50+52=102°.$$

В менее благоприятном случае, когда $H'_{v1}=1$, получим при тех же условиях следующие величины:

t_1	$G_{в1}$	$\vartheta_{в1}$	$\vartheta_в$ °C	$t_{ср}$ °C	t_2 °C
0	0,089	11,25	158	78	158
50	0,0725	13,8	193	146,5	243

В последнем случае относительные потери в машине возрастут, и температура воздуха в машине будет еще выше.

§ 3. ТЕПЛОПЕРЕДАЧА ТЕПЛОПРОВОДНОСТЬЮ

Перепад температуры, происходящий в теле при движении теплового потока в сторону меньшего теплового потенциала, может быть определен аналогично падению напряжения в электрической цепи

$$\vartheta=\theta R=\frac{\theta}{S}\frac{\delta}{\lambda}=A_l\frac{\delta}{\lambda} \qquad (18.14)$$

$\left(\text{аналогично } U=IR=j\frac{l}{K}\right)$,

где θ — тепловой поток, т. е. количество тепловой энергии, проходящей в единицу времени через данную поверхность, в *вт* (аналогично току в электрической цепи);

R — тепловое сопротивление, аналогичное активному сопротивлению электрической цепи;

$A_i=\frac{\theta}{S}$ — удельный тепловой поток в *вт/см*², аналогичный плотности тока;

λ — удельная теплопроводность в *вт/см* °C, аналогичная удельной электропроводности;

δ — длина пути теплового потока в *см*;

S — поверхность, нормальная к тепловому потоку, в *см*².

Удельная теплопроводность различных материалов приведена в табл. 18. 2.

Таблица 18.2

Удельная теплопроводность λ, удельная теплоемкость c и удельный вес γ

Наименование и характеристика материала	Удельная теплопроводность λ *вт/см*°С	Удельная теплоемкость c *дж/г* °С	Удельный вес γ *г/см*³
Сталь электротехническая Э11; Э21	0,6÷0,63	0,48	7,75÷7,8
Сталь электротехническая Э31; Э41 (вдоль листов)	0,35	0,48	7,65÷7,55
Сталь Э11 и Э21 в пакете (поперек листа)	0,015	0,48	7,75÷7,8
Стали конструкционные, массивные детали	0,4÷0,52	0,48	7,8
Сталь закаленная	0,25	0,48	7,8
Железо мягкое	0,6÷0,7	0,48	7,85
Чугун	0,47	0,47	7,2
Медь электротехническая	3,8	0,39	8,9
Медь обыкновенная	3,5	0,385	8,9
Латунь	1,1—1,2	0,38	8,6÷8,7
Латунь марганцовистая	0,87	0,38	8,5
Бронза	0,65	0,42	8,8÷8,9
Алюминий тянутый	2,03	0,92	2,7
Алюминий литой	2,06	0,87	2,5
Дуралюмин	2,0	0,95	2,8
Константан	0,23	0,4	8,85
Уголь щеточный	0,0008	0,84	1,5
Бумага кабельная сухая	0,0013	1,5	0,7÷0,8
Бумага кабельная промасленная	0,002	0,75	1,1÷1,15
Электрокартон сухой	0,0017	1,4	0,9÷1,2
Электрокартон промасленный	0,0023	1,5	1,1÷1,3
Нить хлопчатобумажная сухая	0,0004	1,6	0,8÷0,9
Нить хлопчатобумажная пропитанная	0,0026	1,8	1,2÷1,25
Изоляция класса А непропитанная	0,001	1,5	0,9
Изоляция класса А пропитанная	0,001÷0,0015	1,8÷2,4	1,6÷2
Изоляция класса В	0,00175÷0,002	1,2÷1,6	1,6÷2,0
Гетинакс текстолит	0,0017÷30	1,25÷1,65	1,2÷1,4
Пластмасса (К-18, К-21/22)	0,0008÷21	1,5	1,3÷1,5
Лакоткань	0,0021÷25	1,7	1,1÷1,35
Лакошелк	0,0025	1,8	1,2
Стеклоткань	0,008÷10	0,8÷0,9	2,25

Наименование и характеристика материала	Удельная теплопроводность λ *вт/см* °С	Удельная теплоемкость *c* *дж/г* °С	Удельный вес γ *г/см*³
Слюда	0,0036	0,8÷0,9	2,8÷3,0
Микафолий	0,0016	0,85	2,4
Микалента	0,0026	0,9	2,0
Миканит	0,0025	0,93	1,8÷2,3
Фарфор, керамика	0,10÷11	1,0÷1,2	2,3÷2,7
Фибра	0,011	1,6	1,2÷1,4
Эбонит	0,018	2,45	1,15÷1,3
Резина (мягкая, листовая)	0, 001	1,7	1,7÷2,0
Асбест	0,0018÷0,0022	0,81÷0,84	1,3÷2,5
Асфальт, битумы	0,006÷0,007	0,22÷0,50	1,1÷1,3
Дерево (бук, граб)	0,002÷0,003	2,4÷2,6	0,75
Дерево (береза, сосна)	0,0018	2,5	0,64
Масло трансформаторное	0,0015÷0,0020	1,8÷1,9	0,85÷0,89
Масло смазочное	0,0016	1,65	0,88
Лак пропиточный	0,0025	1,4÷1,5	1,2
Вода при +20° С	0,0056÷0,0063	4,5	1,0
Воздух в виде тонкой прослойки	0,00022÷0,00025	1,05	0,00121
Воздух в объеме при +65° С	0,0006	1,02	0,0012

Изменение плотности воздуха при высотных полетах оказывает некоторое влияние на теплопроводность изоляции. Однако при хорошей пропитке изоляции изменение теплопроводности мало и им пренебрегают.

Теплопроводность сложного тела, состоящего из *n* слоев различных материалов, определяется выражением

$$\lambda = \frac{1}{\sum_{1}^{n} \frac{\delta_i}{\lambda_i S_i}}, \qquad (18.15)$$

где δ_i — толщина слоя изоляции в *см*;

λ_i — удельная теплопроводность материала данного слоя в *вт/см* °С;

S_i — поверхность теплопроводящего слоя, перпендикулярная направлению теплового потока, в *см*².

§ 4. ТЕПЛООТДАЧА С ПОВЕРХНОСТИ

Нагретое тело рассеивает тепло в окружающее пространство: лучеиспусканием, которое зависит от состояния поверхности и разности абсолютных температур нагретого тела и окружающей среды (в четвертой степени); конвекцией, которая зависит от плотности и скорости воздуха, разности температур нагретого тела и окружающей среды.

Перепад температуры нагретой поверхности в невозмущенную атмосферу, т. е. превышение температуры поверхности над окружающей средой будет

$$\vartheta = \theta R = \frac{\theta}{\alpha S} = \frac{A_п}{\alpha} = A_п c_\alpha, \tag{18.16}$$

где θ — тепловой поток в *вт*;

$A_п = \frac{\theta}{S}$ — удельный тепловой поток (поверхностная плотность тока);

$R = \frac{1}{\alpha S}$ — поверхностное тепловое сопротивление в *°С/вт*;

α — коэффициент теплоотдачи с поверхности в *вт/°С см²*;

S — поверхность теплоотдачи в *см²*.

Значение α_0 (в наземных условиях, т. е. $p_0=760$ *мм*) для различных материалов приведено в табл. 18. 3.

Таблица 18. 3

Коэффициент теплоотдачи при естественной конвекции в наземных условиях

Поверхность теплоотдачи	Медь (коллектор)	Сталь (станины и щиты)	
	Блестящая	Шпаклеванная	Нешпаклеванная
Коэффициент теплоотдачи α_0 *вт/см²* °С	0,00133÷0,0014	0,00142÷0,0015	0,00167÷0,0017
$\frac{1}{\alpha_0} = c_\alpha$	750÷715	700÷670	600÷590

Первые значения относятся к поверхностям, которые покрыты лаковой краской.

Для поверхности каналов и лобовых частей обмотки можно принимать

$$\alpha_0 = 0{,}00167.$$

Коэффициент теплоотдачи в случае принудительной конвекции можно приближенно представить выражением

$$\alpha \approx \alpha_0 (1 + \zeta v^p) \left(\frac{p}{760}\right)^\tau, \tag{18.17}$$

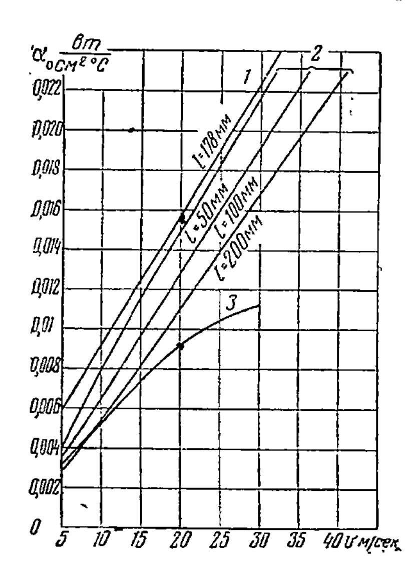
где α_0 — коэффициент теплоотдачи при $p_0=760$ *мм* рт. ст., $v=0$;

p — плотность воздуха в *мм* рт. ст.;

ζ — коэффициент, характеризующий степень обдуваемости поверхности (табл. 18. 4).

В наземных условиях в воздушных каналах машин (неподвижных и вращающихся) поток воздуха имеет турбулентный характер, что обеспечивает интенсивную теплоотдачу с нагретых поверхностей машины.

При работе в высотных условиях снижается плотность и повышается кинематический коэффициент вязкости воздуха, в результате чего турбулентный поток воздуха в каналах может стать ламинарным, в связи с чем интенсивность теплоотдачи резко снижается.



Фиг. 18. 2. Коэффициент теплоотдачи α_0 в зависимости от скорости воздуха v, омывающего теплоотдающую поверхность S.

1—поверхность цилиндра (поверхность якоря или полюсных наконечников в расточке), 2—поверхность аксиальных каналов, 3—поверхность неподвижных обмоток возбуждения.

Таким образом, повышение температуры частей машины при повышении высоты обусловливается не только уменьшением плотности воздуха, но и изменением характера воздушного потока.

Изменение характера воздушного потока может иметь место только в неподвижных вентиляционных каналах.

В электрических машинах с внутренним якорем речь идет о воздушных каналах между обмотками возбуждения и дополнительных полюсов, а в машинах с внешним якорем—о воздушных каналах в якоре. Изменение характера воздушного потока не происходит в воздушном зазоре машины и во вращающихся воздушных каналах вследствие наличия там искусственной турбулентности потока.

В высотных условиях особо резко ухудшаются условия теплоотдачи неподвижных частей машины. Последнее приводит к тому, что по сравнению с наземными условиями работы в машине обнаруживаются более горячие места.

Многочисленные опыты показывают, что температура обмоток возбуждения машин постоянного тока и особенно обмоток дополнительных полюсов возрастает в большей мере, чем температура обмоток якоря и коллектора.

Таким образом, при проектировании авиационных электрических машин необходимо принимать особые меры для создания условий искусственной турбулентности воздушного потока в неподвижных частях машины или снижать их тепловую нагрузку.

Для авиационных машин постоянного тока можно принять следующее приближенное выражение

$$\alpha = \alpha_0 (1 + \zeta \sqrt{v}) \left(\frac{p}{760}\right)^{0,8}, \qquad (18.18)$$

где ζ — по табл. 18.4;

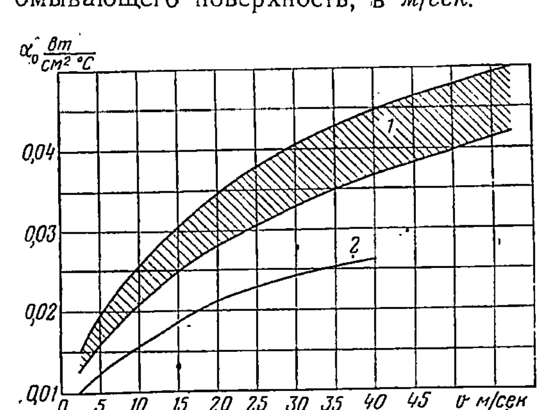
v — скорость воздуха, омывающего поверхность, в *м/сек*.

Значения $\alpha_0 = f(v)$ для различных поверхностей при $p_0 = 760$ *мм* приведены на фиг. 18.2 и 18.3.

Превышение температуры поверхности над окружающей средой в общем виде равно

$$\vartheta = \frac{A_п}{\alpha_0 (1 + \zeta v^p)} \left(\frac{760}{p}\right)^{\gamma}. \qquad (18.19)$$

Учитывая изложенное, отметим, что показатель степени γ сохраняет свое значение неизменным, если при изменении высоты характер воздушного потока остается неизменным.



Фиг. 18.3. Коэффициент теплоотдачи поверхности коллектора $\alpha_{к0}$ в зависимости от скорости воздуха.

1—хорошо обдуваемый коллектор (продув). 2—слабо обдуваемый коллектор.

Если же воздушный поток из турбулентного перешел в ламинарный, то γ должно быть уменьшено.

Таблица 18.4

Коэффициент интенсивности обдувания

Поверхность	Значения коэффициента
Открытая хорошо обдуваемая поверхность	1,3
Поверхность лобовых соединений якоря	1,0
Поверхность якоря и полюсов по расточке	0,8
Поверхность обмоток возбуждения	0,4 и 0,8*
Поверхность коллектора	0,6 и 0,8
Наружная поверхность станины и щитов	0,5
Внутренняя поверхность станин и щитов:	
а) шпаклеванная	0,3 и 0,6
б) нешпаклеванная	0,6 и 0,8

* Первые величины относятся к машинам без внутреннего перемешивания воздуха, вторые—к машинам с внутренним перемешиванием воздуха.

§ 5. ТЕПЛОВЫЕ СХЕМЫ ЗАМЕЩЕНИЯ

В сложных случаях тепловые явления удобно исследовать при помощи схем замещения по аналогии с электрическими цепями.

При построении тепловых схем замещения принимают следующие допущения:

а) температура меди (обмоток якоря и возбуждения) и стали (сердечник и зубцы якоря) принимается одинаковой для всего рассматриваемого объема;

б) станины вентилируемых машин передают тепло, полученное от обмоток (главных и дополнительных) через наружные поверхности, так как внутренние поверхности обычно закрыты прилегающими катушками;

в) температура охлаждающего воздуха принимается одинаковой для всех параллельных путей (каналы в якоре, воздушный зазор, каналы между полюсами).

Приведем основные тепловые схемы замещения.

Тепловая схема замещения якоря

(фиг. 18. 4)

Потери, возникающие в меди обмотки якоря, передаются охлаждающему воздуху лобовыми частями обмотки и поверхностями якоря и вентиляционных каналов.

В лобовых частях машины тепловой поток по пути от меди к охлаждающему воздуху встречает тепловое сопротивление изоляции лобовой части обмотки и поверхностное сопротивление стока тепла с нагретой поверхности изоляции в охлаждающий воздух. При определении коэффициента теплоотдачи α необходимо учесть, что наружные и внутренние части лобовых соединений омываются воздухом, имеющим разные скорости.

В теле якоря тепловой поток встречает на своем пути к охлаждающему воздуху тепловое сопротивление изоляции паза, исчезающе малое тепловое сопротивление стали якоря и поверхностное тепловое сопротивление стока тепла с нагретых поверхностей якоря и каналов в поток охлаждающего воздуха.

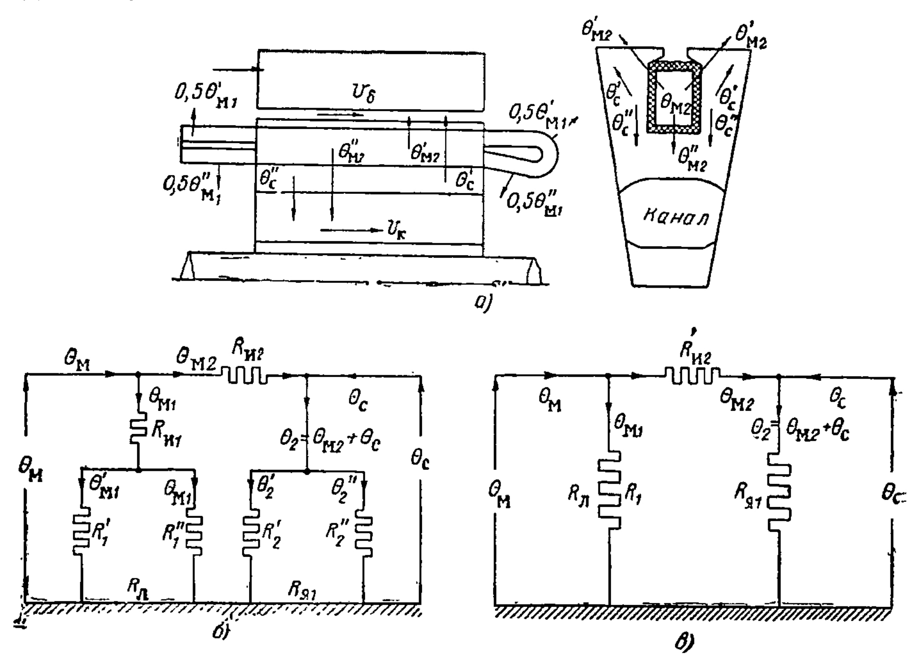
Потери, возникающие в стали якоря, передаются охлаждающему воздуху поверхностями якоря и вентиляционных каналов. Тепловой поток от потерь в стали встречает только одно тепловое сопротивление стока тепла с поверхности в охлаждающий воздух, так как перепадом температуры в теле якоря вследствие большой теплопроводности стали пренебрегают. При больших удельных потерях в стали возможно, что тепловой поток от стали направляется к меди, но обычно это не случается.

При рассмотрении тепловых явлений следует иметь в виду, что:

а) превышение температуры меди по отношению к охлаждающему воздуху по пути теплового потока в вентиляционные каналы и по пути к наружной поверхности якоря одинаково, так как по условию принято, что температура меди по всему объему имеет одинако-

вую температуру, и охлаждающий воздух во всех параллельных путях также имеет одинаковую температуру (температура воздуха возрастает по пути следования, но закон повышения температуры во всех параллельных воздушных путях принят одинаковым);

б) в общем случае толщина и тип изоляции обмотки якоря в пазу и в лобовых частях могут быть различными, но обычно принимают, что перепад температуры в изоляции пазовой и лобовой частей одинаков;



Фиг. 18. 4. Тепловая схема замещения якоря.

а—направление тепловых потоков (потерь) и охлаждающего воздуха, *б*—развернутая тепловая схема замещения, *в*—упрощенная тепловая схема замещения.

в) к потерям меди необходимо прибавлять 50% дополнительных потерь в стали, соответственно уменьшая потери в стали.

Учитывая изложенное, тепловую схему замещения якоря можно представить, как показано на фиг. 18. 4.

Здесь R'_1 и R''_1 — тепловые сопротивления от внешней и внутренней поверхностей лобовой части обмотки якоря к охлаждающему воздуху;

$R_{и1}$ — тепловое сопротивление изоляции лобовой части обмотки якоря;

R'_2 и R''_2 — тепловые сопротивления от поверхностей вентиляционых каналов и от поверхности якоря (в зазоре машины) к охлаждающему воздуху;

$R_{и2}$ — тепловое сопротивление изоляции пазовой части обмотки якоря.

Схему замещения, изображенную на фиг. 18. 4,*б*, можно легко преобразовать в схему замещения на фиг. 18. 4,*в*, где

$$R_1 = R_л = R_{и1} + \frac{R_1' R_1''}{R_1' + R_1''} \quad (18.20)$$

— тепловое сопротивление лобовой части обмотки от меди до охлаждающего воздуха и

$$R_{я1} = \frac{R_2' R_2''}{R_2' + R_2''} \quad (18.21)$$

— тепловое сопротивление от поверхностей якоря к охлаждающему воздуху.

Пользуясь упрощенной тепловой схемой замещения, найдем превышение температуры меди обмотки якоря по отношению к температуре охлаждающего воздуха ($\vartheta_{м.\,я} = \vartheta_{м.\,л}$):

$$\vartheta_{м.\,я} = \theta_{м1} R_1 = \theta_{м2} R_{и2} + (\theta_{м2} + \theta_с) R_{я1} = (\theta_м - \theta_{м2}) R_1,$$

откуда потери меди, отводимые активной частью обмотки якоря, будут

$$\theta_{м2} = \frac{1}{R_1 + R_2}\left(\theta_м - \theta_с \frac{R_2 - R_{и2}}{R_1}\right), \quad (18.22)$$

а потери, отводимые лобовой частью обмотки якоря, найдутся как

$$\theta_{м1} = \frac{R_2}{R_1 + R_2}\left(\theta_м + \theta_с \frac{R_2 - R_{и2}}{R_2}\right). \quad (18.23)$$

Учитывая значение $\theta_{м1}$ по (18. 23), получим

$$\vartheta_{м.\,я} = \frac{R_1 R_2}{R_1 + R_2}\left(\theta_м + \theta_с \frac{R_2 - R_{и2}}{R_2}\right), \quad (18.24)$$

где

$$R_2 = R_{и2} + R_{я1} = R_{и2} + \frac{R_2' R_2''}{R_2' + R_2''} = R_я \quad (18.25)$$

— тепловое сопротивление пазовой части обмотки от меди до охлаждающего воздуха.

Тепловая схема замещения коллектора

(фиг. 18.5)

Потери, возникающие на коллекторе, передаются охлаждающему воздуху в общем случае поверхностями коллектора (наружной и торцевой), вентиляционных каналов, щеток и щеткодержателей.

Кроме того, возможен отвод части потерь теплопроводностью сопрягаемых деталей.

Если пренебречь последней составляющей теплового потока, то для расчета установившегося теплового режима коллектора можно пользоваться тепловой схемой замещения, изображенной на фиг. 18. 5,*б*, либо (в упрощенном виде)—на фиг. 18. 5,*в*.

Здесь приняты следующие обозначения:

$\theta_к$ — тепловой поток, соответствующий полным потерям на коллекторе, $P_к$;

R_1 — тепловое сопротивление от наружной поверхности коллектора к охлаждающему воздуху;

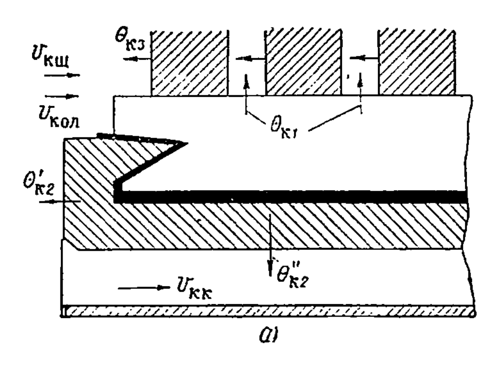
R_3 — тепловое сопротивление от поверхности щеток и щеткодержателей к охлаждающему воздуху;

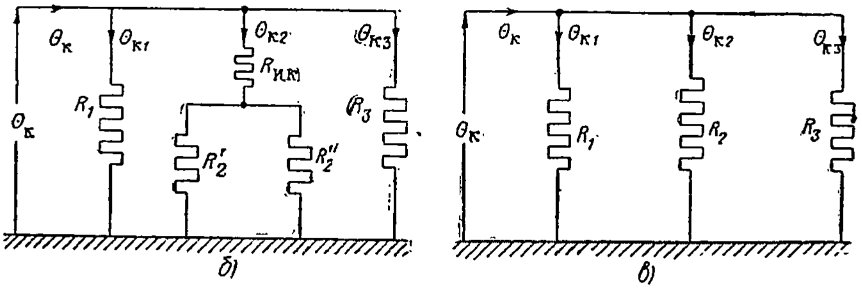
$R_{и.к}$ — тепловое сопротивление изоляции, расположенной между пакетом коллекторных пластин и втулкой (конуса);

R_2' и R_2'' — тепловое сопротивление соответственно от торцевой поверхности коллектора и каналов к охлаждающему воздуху;

R_2 — тепловое сопротивление от меди коллектора (через изоляцию) к охлаждающему воздуху, причем

$$R_2 = R_{и.к} + \frac{R_2' R_2''}{R_2' + R_2''}. \qquad (18.26)$$





Фиг. 18.5. Тепловая схема замещения коллектора.

а—направление тепловых потоков (потерь) и охлаждающего воздуха. *б*—развернутая тепловая схема замещения, *в*—упрощенная тепловая схема замещения.

Пользуясь тепловой схемой замещения, напишем выражения для частичных тепловых потоков ($\theta_{к1}$, $\theta_{к2}$ и $\theta_{к3}$) и превышения температур.

Частичные тепловые потоки в ветвях равны

$$\left.\begin{aligned} \theta_{к1} &= \theta_к \frac{R_{23}}{R_1+R_{23}}, \\ \theta_{к2} &= \theta_к \frac{R_{31}}{R_2+R_{31}}, \\ \theta_{к3} &= \theta_к \frac{R_{12}}{R_3+R_{12}}, \end{aligned}\right\} \qquad (18.27)$$

где

$$R_{12}=\frac{R_1R_2}{R_1+R_2}, \quad R_{31}=\frac{R_3R_1}{R_3+R_1} \quad \text{и} \quad R_{23}=\frac{R_2R_3}{R_2+R_3}.$$

Превышение температуры коллектора над температурой охлаждающего воздуха будет

$$\vartheta_к = R_к\theta_к = \theta_{к1}R_1 = \frac{R_1R_2R_3}{R_1R_2+R_2R_3+R_3R_1}. \qquad (18.28)$$

Тепловая схема замещения обмоток возбуждения (фиг. 18. 6)

Потери, возникающие в меди обмоток возбуждения и дополнительных обмоток, передаются охлаждающему воздуху поверхностями, омываемыми непосредственно воздухом, а также прилегающими к станине и полюсам через слой изоляции.

Тепловой поток, проходящий через станину и полюсы, рассеивается в охлаждающую среду: открытыми внутренними поверхностями станины, поверхностью полюсного наконечника, обращенного в расточку, и наружной поверхностью станины (включая подшипниковые щиты). Обычно последней составляющей пренебрегают.

С учетом ранее изложенных соображений на фиг. 18. 6,*б* представлена тепловая схема замещения обмоток возбуждения и дополнительных полюсов. Здесь приняты следующие обозначения:

$R_{о.в}$ и $R_{о.д}$ — тепловые сопротивления соответственно от поверхности обмоток возбуждения и дополнительных полюсов к потоку охлаждающего воздуха;

$R'_{и.в}$ и $R'_{и.д}$ — тепловые сопротивления изоляции соответственно обмоток возбуждения и дополнительных полюсов;

$R_в$ и $R_д$ — тепловые сопротивления соответственно от меди обмоток возбуждения и дополнительных полюсов к воздуху, омывающему катушки;

$R_{и.в}$ и $R_{н.д}$ — тепловые сопротивления изоляции соответственно от меди обмоток возбуждения и дополнительных полюсов до поверхности станины и полюса;

$R_{с.н}$ и $R_{с.в}$ — тепловые сопротивления соответственно от наружной и внутренней поверхностей станины к охлаждающему воздуху;

$R_н$ — тепловое сопротивление от поверхности полюсного наконечника (обращенного в расточку) к охлаждающему воздуху;

$R_к$ — общее тепловое сопротивление от поверхности станины и полюсного наконечника к охлаждающему воздуху.

На фиг. 18.6,*в* приведена схема замещения фиг. 18.6,*б*, но в упрощенном виде. Здесь

$$R_в = R'_{и.\,в} + R_{о.\,в}, \quad R_д = R'_{и.\,д} + R_{о.\,д}$$

и

$$R_к = \frac{R_н R_{с.\,н} R_{с.\,в}}{R_{с.\,н} R_{с.\,в} + R_{с.\,в} R_н + R_н R_{с.\,н}}. \qquad (18.29)$$

Учитывая, что превышения температуры между точками ao_1 и $aбo_2$ по условию равны между собою (аналогично между точками $вo_3$ и $вбo_2$), получим следующие выражения для частичных тепловых потоков $\theta_{в1}$ и $\theta_{д1}$:

$$\theta_{в1} = \frac{\theta_в (R_к A_д + R_{и.\,в} B_д) + \theta_д R_к R_в}{R_к A_в + B_в A_д}, \qquad (18.30)$$

$$\theta_{д1} = \frac{\theta_д (R_к A_в + R_{и.\,д} B_в) + \theta_в R_к R_в}{R_к A_в + B_в A_д}, \qquad (18.31)$$

где

$$A_в = R_в + R_{и.\,в}, \quad A_д = R_д + R_{и.\,д},$$
$$B_в = R_к + A_в \quad и \quad B_д = R_к + A_д.$$

Превышения температуры меди обмоток возбуждения и дополнительных полюсов над температурой охлаждающего воздуха определятся выражениями

$$\left.\begin{aligned} \vartheta_{м.\,в} &= \theta_{в1} R_в, \\ \vartheta_{м.\,д} &= \theta_{д1} R_д. \end{aligned}\right\} \qquad (18.32)$$

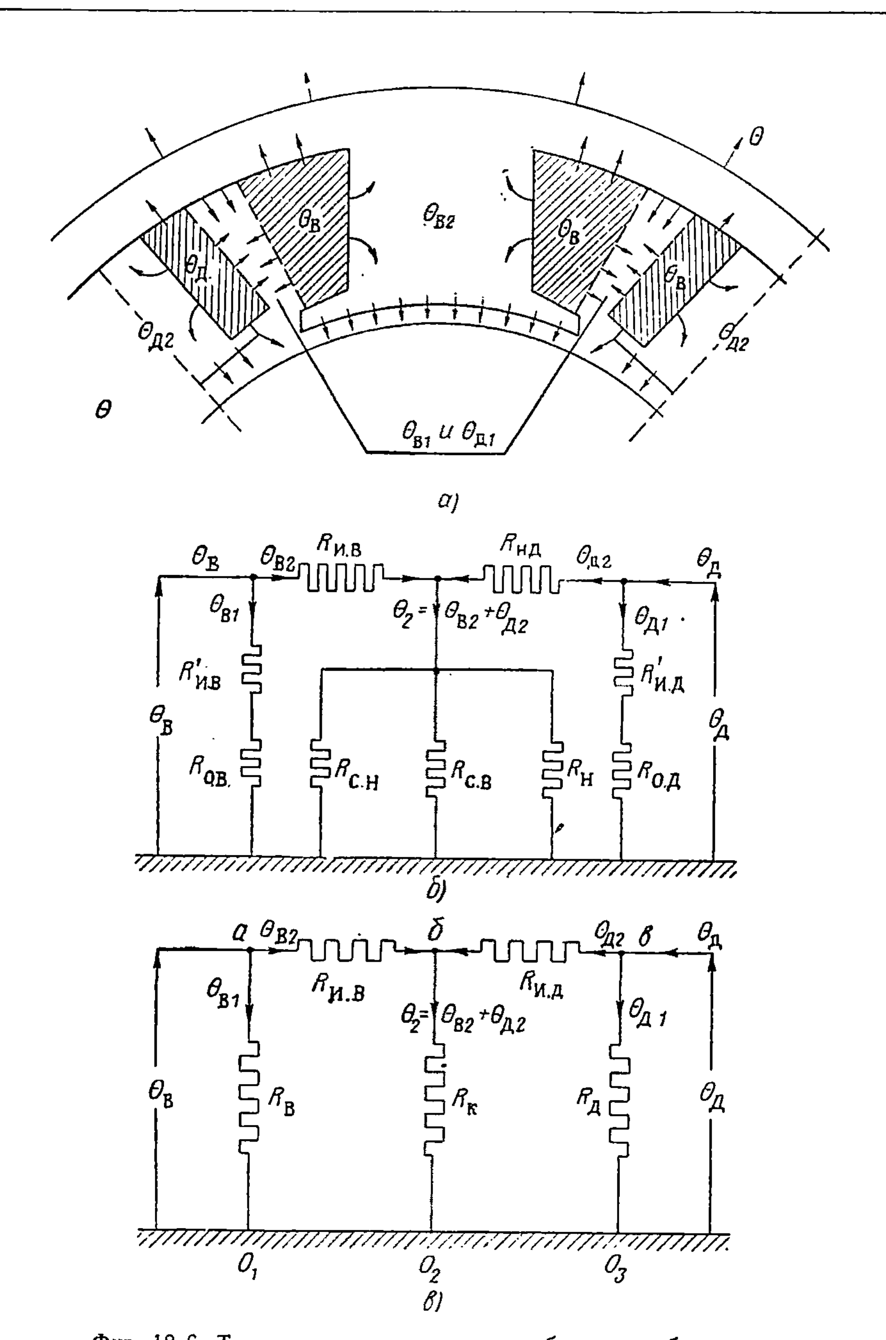
Если катушки дополнительных полюсов отсутствуют, то, приняв в (18.30) тепловой поток $\theta_д = 0$ и $A_д = \infty$, получим:

$$\frac{\theta_{в1}}{\theta_в} = \frac{R_к + \dfrac{R_{и.\,в} R_к}{A_д} + R_{и.\,в}}{R_к \dfrac{A_в}{A_д} + R_к + A_в} = \frac{R_к + R_{и.в}}{R_к + R_в + R_{и.\,в}}.$$

С учетом (18.32)

$$\vartheta_{м.\,в} = \theta_{в1} R_в = \theta_в \frac{R_в (R_к + R_{и.\,в})}{R_в + R_к + R_{и.\,в}}, \qquad (18.33)$$

где $\theta_в = P_в$ — потери в обмотке возбуждения.



Фиг. 18.6. Тепловая схема замещения обмоток возбуждения.

а—направление тепловых потоков (потерь) охлаждающего воздуха, *б*—развернутая тепловая схема замещения, *в*—упрощенная тепловая схема замещения.

§ 6. УПРОЩЕННЫЙ ТЕПЛОВОЙ РАСЧЕТ

Обмотка якоря

Предполагается, что вдоль обмотки якоря отсутствует переток тепла и определяется превышение температур.

а) Превышение температуры меди в активной части. Перепад температуры в изоляции паза

$$\vartheta_{и}=A_{и}\frac{\delta_{и}}{\lambda_{и}},$$

где

$A_{и}=\frac{2P_{м.\,я}}{z\Pi_{п.\,я}l_{ср}}=\rho_t\frac{Aj_{я}}{100}\,\frac{t_1}{\Pi_{п.\,я}}$ [*вт/см²*] — удельный тепловой поток; (18.34)

$P_{м.\,я}$ — потери в обмотке якоря в *вт*;

$j_{я}$ — плотность тока в *а/мм²*;

A — линейная нагрузка в *а/см*;

$\Pi_{п.\,я}$ — периметр паза до клина в *см*;

t_1 — зубцовое деление в *см*;

ρ_t — удельное сопротивление меди в *ом м/мм²*;

$\delta_{и}$ — полная толщина изоляции на одну сторону паза в *см*;

$\lambda_{и}$ — коэффициент теплопроводности изоляции в *вт/см* °C;

$l_{ср}$ — средняя длина витка в *см*.

Превышение температуры внешней поверхности якоря над температурой охлаждающего воздуха. При наличии аксиальных каналов в якоре

$$\vartheta_{я.\,п}=\vartheta_{\delta}=\vartheta_{к}=\frac{P_{м.\,я}\dfrac{2l}{l_{ср}}+P_{с}}{\alpha_{к}S_{к}+\alpha_{\delta}S_{\delta}}, \tag{18.35}$$

где $\alpha_{к}$ и $\alpha_{\delta}=f(p,\,v)$ — по (18.18);

$S_{к}=n_{к}\Pi_{к}l$ [*см²*] и $S_{\delta}=\pi Dl$ [*см²*] — поверхность охлаждения каналов и поверхность якоря;

D и l — диаметр и длина якоря в *см*.

Удельный тепловой поток на поверхности якоря от потерь в меди

$$A_{м.\,я}=\frac{\rho_t Aj_{я}}{100\,(1+k_{в})}\ [вт/см^2]. \tag{18.36}$$

Удельный тепловой поток на поверхности якоря от потерь в стали

$$A_{с.\,я}=\frac{P_{с}}{\pi Dl\,(1+k_{в})}\ [вт/см^2]. \tag{18.37}$$

Удельный тепловой поток на поверхности якоря от полных потерь в якоре

$$A_{я}=\frac{1}{1+k_{в}}\left(\frac{\rho_t Aj_{я}}{100}+\frac{P_{с}}{\pi Dl}\right), \tag{18.38}$$

где $k_в = \frac{n_к П_к}{D}$ — учитывает наличие аксиальных вентиляционных каналов;

$n_к$ и $П_к$ — число и периметр каналов;

$P_с$ — потери в стали якоря, включая дополнительные.

Превышение температуры меди обмотки якоря в активной части

$$\vartheta_{я.\,а} = \vartheta_и + \vartheta_{я.\,п}\ [°C].$$

Температура меди активной части обмотки якоря

$$t_{м.\,а} = t_1 + \vartheta_{в.\,ср} + \vartheta_{я.\,а}\ [°C].$$

б) Превышение температуры меди в лобовой части обмотки состоит из перепада температуры в изоляции лобовой части обмотки и перепада температуры внешней поверхности лобовой части над температурой воздуха.

Перепад температуры в изоляции лобовой части

$$\vartheta_{и.\,л} = \frac{P_м\left(1 - \frac{2l}{l_{ср}}\right)\delta_{и.\,л}}{\lambda_{и.\,л} S_л} \approx \vartheta_и. \qquad (18.39)$$

Превышение температуры внешней поверхности лобовых частей обмотки якоря над температурой охлаждающего воздуха. Тепло отводится внутренними и наружными поверхностями обмотки, которые омываются воздухом, имеющим разные скорости и, следовательно, значения коэффициентов теплоотдачи для них будут различаться между собою.

На основе упрощенных тепловых схем замещения

$$\vartheta'_л = \vartheta''_л = \vartheta_{л.\,п} = \frac{P_м\left(1 - \frac{2l}{l_{ср}}\right)}{\alpha'_л S'_л + \alpha''_л S''_л}, \qquad (18.40)$$

где $\alpha'_л$ и $\alpha''_л$ — коэффициенты теплоотдачи наружной и внутренней поверхностей лобовых частей обмотки якоря;

$S'_л$ и $S''_л$ — поверхности теплоотдачи наружной и внутренней поверхностей лобовых частей обмотки якоря (с двух сторон).

Упрощенно можно принимать

$$\vartheta_{л.\,п} \approx P_м \frac{1 - \frac{2l}{l_{ср}}}{\alpha_л S_л}, \qquad (18.41)$$

где $\alpha_л$ и $S_л$ — относятся ко всей лобовой части обмотки якоря.

Превышение температуры меди обмотки якоря в лобовой части над температурой охлаждающего воздуха

$$\vartheta_{я.\,л} = \vartheta_{и.\,л} + \vartheta_{л.\,п}\ [°C].$$

Температура меди лобовой части обмотки якоря

$$t_{м.\,л} = t_1 + \vartheta_{в.\,ср} + \vartheta_{я.\,л}.$$

Температура обмотки якоря (средняя)

$$t_{м.\,я} = \frac{t_{я.\,а} l + t_{м.\,л}(0{,}5 l_{ср} - l)}{0{,}5 l_{ср}}. \tag{18.42}$$

Коллектор

Потери, выделяемые на коллекторе, в общем случае отводятся:

а) наружной поверхностью коллектора;

б) наружной поверхностью каналов;

в) теплоотдающими поверхностями щеток и щеткодержателей;

г) теплопроводностью сопрягаемых деталей.

Пренебрегая последним направлением потока, можно, пользуясь тепловой схемой замещения, определить превышения температуры коллектора в следующем виде:

$$\vartheta_к = P_к \frac{R_1 R_2 R_3}{R_1 R_2 + R_2 R_3 + R_3 R_1} = \frac{P_к}{\alpha_{п.\,к} S_{п.\,к} + \cfrac{1}{\cfrac{\delta_{н.\,к}}{\lambda_{н.\,к} S_{н.\,к}} + \cfrac{1}{\alpha_к S_к}} + \alpha_щ S_щ}, \tag{18.43}$$

где

$$R_1 = \frac{1}{\alpha_{п.\,к} S_{п.\,к}}, \quad R_2 = \frac{\delta_{и.\,к}}{\lambda_{и.\,к} S_{и.\,к}} + \frac{1}{\alpha_к S_к} \text{ и } R_3 = \frac{1}{\alpha_щ S_щ}.$$

Если коллектор не имеет каналов, то $\alpha_к = 0$ и

$$\vartheta_к = P_к \frac{R_2 R_3}{R_1 + R_3} = \frac{P_к}{\alpha_{п.\,к} S_{п.\,к} + \alpha_щ S_щ}, \tag{18.44}$$

где $\alpha_{п.\,к}$, $\alpha_к$ и $\alpha_щ$ — коэффициенты теплоотдачи поверхности коллектора, каналов, поверхности щеток и щеткодержателей;

$\lambda_{и.\,к}$ — коэффициент теплопроводности изоляционного конуса ($\delta_{и.\,к} \approx 0{,}1$ *см* и $\lambda_{и.\,к} \approx 0{,}0015$ *вт/см*^{2} °C)

$P_к$ — потери в коллекторе в *вт*;

$S_{п.\,к}$, $S_к$, $S_{и.\,к}$ и $S_щ$ — поверхности теплоотдачи коллектора, каналов, изоляционных конусов и щеток со щеткодержателями.

Скорости потоков воздуха определяют из расчета охлаждения. Предварительно можно принять скорость воздуха на поверхности коллектора

$$v'_{к.\,п} = \sqrt{v_к^2 + v^2} \approx 1{,}2 v_к \approx 1{,}2 \frac{\pi D_к n}{6\,000} \; [м/сек].$$

Скорость воздуха в каналах

$v''_к \approx 40 \div 50$ *м/сек* при продуве;

$v''_к \approx 25 \div 35$ *м/сек* при самоохлаждении.

Скорость воздуха в зоне щеток и щеткодержателей

$v_{щ} \approx 15 \div 20$ *м/сек* при продуве;

$v_{щ} \approx 10 \div 15$ *м/сек* при самоохлаждении.

Среднее превышение температуры воздуха над коллектором

$$\vartheta_{в.\,к} = \frac{P_{к}}{2cQ}. \qquad (18.45)$$

Средняя температура коллектора

$$t_{к} = t_{1} + \vartheta_{в.\,к} + \vartheta_{к}.$$

При этом для определения $t_{к}$ на высоте H *км* необходимо учесть значения $\alpha_{к}$, $\alpha_{п.\,к}$, $\alpha_{щ}$ по (18.17) и c — по (17.3).

Обмотка возбуждения

Из тепловой схемы следует, что превышение температуры обмотки возбуждения, если рассматривать ее независимо от обмотки дополнительных полюсов, по (18.33) будет

$$\vartheta_{м,\,в} \approx P_{в} \frac{R_{в}(R_{и.\,в} + R_{к})}{R_{в} + R_{и.\,в} + R_{к}}, \qquad (18.46)$$

где

$$R_{в} = R_{о.\,в} + R'_{и.\,в} = \frac{1}{\alpha_{в} S'_{в}} + \frac{\delta_{и.\,в}}{\lambda'_{и.\,в} S'_{в}},$$

$$R_{и.\,в} = \frac{\delta_{и.\,в}}{\lambda_{и.\,в} S''_{в}}$$

и

$$R_{к} \approx \frac{1}{\alpha_{с.\,в} S_{с.\,в}}.$$

Здесь $S'_{в}$ — наружная поверхность обмоток возбуждения, обтекаемая воздухом;

$S''_{в}$ — поверхность обмоток возбуждения, примыкающая к станине и сердечнику полюсов;

$S_{с.\,в} = S_{с} + S_{н}$ — поверхность станины и полюсных наконечников, омываемых воздухом, причем за $S_{с}$ принимается половина внутренней поверхности станины, омываемой воздухом;

$\alpha_{в}$ и $\alpha_{с.\,в}$ — коэффициенты теплоотдачи соответственно с поверхности обмотки возбуждения и поверхности станины (и полюсных наконечников) в охлаждающий воздух;

$\delta'_{и.\,в}$ и $\delta_{и.\,в}$ — толщины изоляции обмотки возбуждения, обращенной соответственно к потоку воздуха и к сердечнику полюса;

$\lambda'_{и.\,в} \approx \lambda_{и.\,в}$ — коэффициенты теплопроводности изоляции по табл. 18.2.

Температура обмотки возбуждения определяется для наземных и высотных условий как

$$t_{\text{м. в}}=t_1+\vartheta_{\text{в. ср}}+\vartheta_{\text{м. в}}[{}^{\circ}\text{C}].$$

Аналогично определяется температура обмоток дополнительных полюсов. Если обмотки дополнительных полюсов выполнены из шинной голой меди, то

$$R'_{\text{и. д}}=0 \quad \text{и} \quad R_{\text{д}}=R_{\text{о. д}}=\frac{1}{\alpha_{\text{д}}S'_{\text{д}}}$$

и превышение температуры обмотки дополнительных полюсов

$$\vartheta_{\text{м. д}}=P_{\text{д}}\frac{R_{\text{о. д}}(R_{\text{и. д}}+R_{\text{к}})}{R_{\text{о. д}}+R_{\text{и. д}}+R_{\text{к}}}=$$

$$=\frac{P_{\text{д}}}{\alpha_{\text{д}}S'_{\text{д}}+\dfrac{1}{\dfrac{1}{\alpha_{\text{с. д}}S_{\text{с. д}}}+\dfrac{\delta_{\text{н. д}}}{\lambda_{\text{и. д}}S''_{\text{д}}}}}, \tag{18.47}$$

где обозначения те же, но относятся к обмотке дополнительных полюсов.

РАЗДЕЛ 4

ПРИМЕРЫ РАСЧЕТА АВИАЦИОННЫХ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ МАШИН ПОСТОЯННОГО ТОКА

Глава XIX

РАСЧЕТ АВИАЦИОННОГО ГЕНЕРАТОРА С ПАРАЛЛЕЛЬНЫМ ВОЗБУЖДЕНИЕМ

§ 1. ИСХОДНЫЕ ДАННЫЕ И ВЫБОР ОСНОВНЫХ РАЗМЕРОВ

Исходные данные.

Напряжение $U_н=28,5$ *в*. Ток $I_н=300$ *а*, скорость вращения $n=4000\div9000$ об/мин. Система охлаждения — продув забортного воздуха. Максимальная мощность, рассеиваемая угольным столбом регулятора напряжения, 75 *вт*. Минимальное сопротивление угольного столба:

при обесточенной обмотке регулятора $R_{у\,min}=0,5$ *ом*,

при включенной обмотке регулятора $R_{у\,min\,раб}=1,9$ *ом*.

К. п. д. не менее 0,8. Вес не более 24 *кг*. Наружный диаметр не более 166 *мм*, длина не оговаривается.

По остальным данным генератор должен отвечать общим техническим требованиям к авиационным генераторам постоянного тока.

Выбор основных размеров

Электромагнитная мощность генератора

$$P_э=EI_я10^{-3}=34\cdot306,2\cdot10^{-3}=10,4 \text{ квт},$$

где $E=(1,15\div1,25)\cdot U_н=(1,15\div1,25)\cdot28,5=32,8\div35,6$ *в* выбирается по кривой фиг. 2. 7; принимается $E=34$ *в*;

$$I_я=I_н+I_в=300+6,2=306,2 \text{ а};$$

здесь $I_в=0,038\,I=0,038\cdot300=11,4$ *а* (согласно кривой фиг. 2. 8). Однако так как генератор работает совместно с угольным регулятором напряжения, то ток возбуждения определяется следующим образом:

$$I_в=\frac{U_н}{R_в+R_{у\,min\,раб}}=\frac{28,5}{2,7+1,9}=6,2\ a,$$

где

$$R_в\geqslant\frac{U^2}{4P_{у\,max}}=\frac{28,5^2}{4,75}=2,7 \text{ ом}.$$

Отсутствуют страницы

341 – 348

Отсутствуют страницы

341 – 348

$B_я = \frac{\Phi}{2k_c h_я l} = \frac{\Phi}{2\cdot 0,95\cdot 0,96\cdot 9} = \frac{6575}{16,4} = 400E$	7200	9200	11400	13600	15200	16400
$H_я$	4,25	6,55	11,0	19,0	29,0	43,5
$F_я = L_я H_я = 1,85 H_я$	7,85	12,15	20,3	35,1	53,7	80,5
$F_\delta = 0,8 k_\delta \delta B_\delta = 0,8\cdot 1,09\cdot 0,05\cdot 212E = 9,22E$	166	212	265	313	350	379
$\Phi_m = k_\sigma \Phi = 1,2\cdot 6575E = 7885E$	$142\cdot 10^3$	$181\cdot 10^3$	$225\cdot 10^3$	$268\cdot 10^3$	$300\cdot 10^3$	$324\cdot 10^3$
$B_m = \frac{\Phi_m}{k_c b_m l_m} = \frac{\Phi_m}{0,95\cdot 2,05\cdot 9} = \frac{7885E}{17,55} = 449E$	8080	10350	12800	15300	17100	18400
H_m	3,4	5,33	7,7	12,4	49	118
$F_m = L_m H_m = 2,07 H_m$	7,0	11,05	15,95	25,6	101,5	244
$B_j = \frac{\Phi_m}{2h_j l_j} = \frac{\Phi_m}{2\cdot 0,7\cdot 12,8} = \frac{7885E}{17,9} = 440E$	7900	10150	12550	15000	16750	18050
H_j	3,24	5,15	7,47	9,5	37,9	95
$F_j = L_j H_j = 4,175 H_j$	13,55	21,5	31,2	39,7	158,5	396
$F_{ст} = 0,002 B_m$	16,16	20,7	25,6	30,6	34,2	36,8
$F_S = F_\delta + F_z + F_я$	180	235,9	316,5	438,1	632,7	830
$F_р = F_m + F_j + F_{ст}$	36,71	53,25	72,76	95,9	294,2	676,8
$F_0 = F_S + F_p$	216,71	289,15	389,26	514,0	926,9	1506,8
$I_в = \frac{F_0}{w_в} = \frac{F_0}{120}$ *	1,8	2,41	3,24	4,28	7,72	12,55

* Последняя строка вычисляется после расчета обмотки возбуждения.

Характеристики холостого хода генератора приведены на фиг. 19.1 и 19.2.

Для изготовления уравнителей принимается круглый провод

$$1{,}0/1{,}1 - \text{ПЭВ-2},\ S_у = 0{,}785\ мм^2.$$

§ 6. РАСЧЕТ МАГНИТНОЙ ЦЕПИ И ПОСТРОЕНИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ХОЛОСТОГО ХОДА

(см. гл. IV)

Расчет сведен в табл. 19. 2.

Вспомогательные расчеты. Определение зубцовых и пазовых коэффициентов (k_z и $k_п$) сведено в табл. 19. 3 при $b_п = 2{,}5$ *мм* и $h_п = 9{,}4$ *мм*.

Диаметр окружности на высоте одной трети от минимального сечения зубца

$$\frac{h - h_ш}{3} = \frac{9{,}4 - 0{,}5}{3} = \frac{8{,}9}{3} = 2{,}97\ мм,$$

$$D_{z\frac{1}{3}} = 80{,}2 + 2 \cdot 2{,}97 = 80{,}2 + 5{,}94 = 86{,}14\ мм.$$

Длина силовой линии в зубце

$$L_z = h_п - h_ш = 9{,}4 - 0{,}5 = 8{,}9\ мм.$$

Длина силовой линии в спинке якоря

$$L_я = \frac{\pi D_{я.\,ср}}{4p},$$

где

$$D_{я.\,ср} = \frac{D_з + D_{вн}}{2} = \frac{8{,}02 + 6{,}1}{2} = 7{,}06\ см;$$

$$L_я = \frac{3{,}14 \cdot 7{,}06}{4 \cdot 3} = 1{,}85\ см.$$

Коэффициент воздушного зазора

$$k_\delta = \frac{t}{t - \dfrac{\gamma^2\delta}{5+\gamma}} = \frac{5{,}46}{5{,}46 - \dfrac{3{,}375}{7{,}6}} = 1{,}09,$$

где $\gamma = \dfrac{b_ш}{\delta} = \dfrac{1{,}30}{0{,}5} = 2{,}6.$

Таблица 19. 3

Зубцовые коэффициенты генератора

D_z *мм*	$t_z = \frac{\pi D_z}{z}$ *мм*	$b_п$ *мм*	$b_z = t_z - b_п$ *мм*	$k_z = \frac{t}{k_c b_z}$	$k_п = \frac{b_п}{k_c b_z}$
99	5,46	—	—	—	—
98	5,4	2,5	2,9	1,975	0,91
89,1	4,92	2,5	2,42	2,375	1,085
80,2	4,42	2,5	1,92	2,99	1,37
86,14	4,75	2,5	2,25	2,55	1,17

Длина силовой линии в полюсе

$$L_m = h_m - h_{п.\,н} = 2{,}6 - 0{,}53 = 2{,}07 \text{ см},$$

где

$$h_m = \frac{D_{нар} - h_j - D - 2\delta}{2} = \frac{166 - 14 - 99 - 1{,}0}{2} = 26 \text{ мм}.$$

Длина силовой линии в корпусе (ярме)

$$L_j = \frac{\pi D_{j\,ср}}{4p}.$$

При $D_{j\,ср} = D_{нар} - h_j = 166 - 7 = 159$ *мм*

$$L_j = \frac{3{,}14 \cdot 159}{4 \cdot 3} = 4{,}175 \text{ см}.$$

§ 7. НАМАГНИЧИВАЮЩАЯ СИЛА ВОЗБУЖДЕНИЯ ПРИ НАГРУЗКЕ

(см. гл. V)

Построение кривых $\Phi_{рез} = f(F_S)$ при $I_я = \text{const}$ производится по уравнениям:

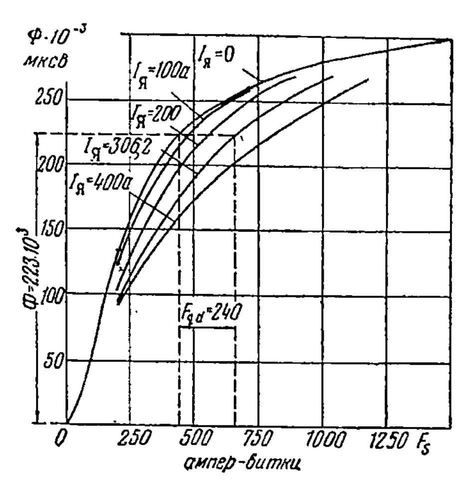
$$\Phi_{рез} = \Phi - \Delta\Phi,$$

$$\Delta\Phi = \frac{\Delta\Phi' - \Delta\Phi''}{6},$$

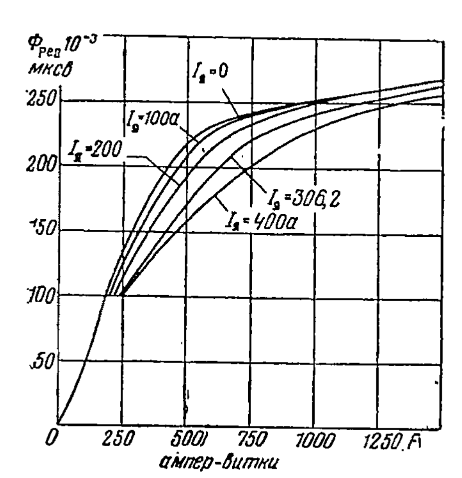
$$\Delta\Phi' = \Phi - \Phi',$$

$$\Delta\Phi'' = \Phi'' - \Phi,$$

где значения Φ' и Φ'' берутся из кривой $\Phi = f(F_S)$ (фиг. 19. 1) для значений н. с. якоря $0{,}5bA$, отложенных влево и вправо от н. с., соответствующей выбранному Φ.



Фиг. 19. 1. Переходные характеристики генератора при холостом ходе и при нагрузке.



Фиг. 19. 2. Магнитные характеристики генератора при нагрузке.

Кривые $Ф_{рез}=f(F_S)$ строятся для токов нагрузки 100; 200; 306,2; 400 *а*.

Расчеты $Ф_{рез}$ для различных токов приведены в табл. 19. 4 и 19. 5.

Таблица 19. 4

Намагничивающая сила якоря при различных токах

$I_я$ *а*	$A=1,225 I_я$ *а/см*	$0,5bA=2,12 I_я$ *ампер-витки*
100	122,5	212
200	245	423
306,2	375	648
400	490	845

Здесь $A=\frac{NI_я}{2a\pi D}=\frac{228 I_я}{6\cdot 3,14\cdot 9,9}=1,225 I_я$ [*а/см*], $b=3,45$ *см*.

Таблица 19. 5

Построение $Ф_{рез}=f(F_S)$

$I_я=100$ *а*; $0,5bA=212$ *ампер-витков*

Ф	Ф′	Ф″	ΔФ′	ΔФ″	6ΔФ	ΔФ	$Ф_{рез}$
130	—2	214	132	84	48	8	122
180	52	235	128	55	73	12,15	167,85
240	193	261	47	21	26	4,33	235,67
260	240	280	20	20	0	0	260

$I_я = 200$ *а*; $0{,}5bA = 423$ *ампер-витка*

Ф	Ф′	Ф″	ΔФ′	ΔФ″	6ΔФ	ΔФ	$Ф_{рез}$
130	—143	249	273	119	154	25,7	104,3
180	—75	260	255	80	175	29,2	150,8
240	80	280	160	40	120	20	220
260	180	285	80	25	55	9,15	250,85

$I_я = 306{,}2$ *а*; $0{,}5bA = 648$ *ампер-витков*

Ф	Ф′	Ф″	ΔФ′	ΔФ″	6ΔФ	ΔФ	$Ф_{рез}$
130	—224	270	354	140	214	35,7	94,3
180	—197	251	377	71	306	51	129
240	—55	280	295	40	255	42,5	197,5
260	55	300	205	40	165	27,5	232,5

$I_я = 400$ *а*; $0{,}5bA = 845$ *ампер-витков*

Ф	Ф′	Ф″	ΔФ′	ΔФ″	6ΔФ	ΔФ	$Ф_{рез}$
130	—252	282	382	152	230	38,4	91,6
180	—240	286	420	106	314	52,3	127,3
240	—180	296	420	56	364	60,7	179,3
260	—73	300	333	40	293	49	211

По кривой (см. фиг. 19. 1) $Ф_{рез} = f(F_S)$ при $I_я = 306{,}2$ $a = \text{const}$, для $Ф = 223 \cdot 10^3$ *мксв* определяется F_{qd}, соответствующая номинальной нагрузке,

$$F_{qd} = 240 \text{ ампер-витков}$$

($F_d = 0$, так как щетки устанавливаются на геометрической нейтрали — коммутация прямолинейная).

Н. с. обмотки возбуждения при нагрузке на один полюс

$$F = F_0 + F_{qd} = 514 + 240 = 754 \text{ ампер-витка.}$$

Н. с. обмотки возбуждения

$$F_в = F = 754 \text{ ампер-витка.}$$

Сечение меди обмотки возбуждения

$$S_в = \rho_t \frac{F_в 2pl_{ср.\,в}}{U_в} = \frac{754 \cdot 6 \cdot 0{,}265}{46.16{,}75} = 1{,}555 \text{ мм}^2,$$

где

$$l_{ср.\,в}=2l_m+2b_m+\pi b_к=2\cdot 9+2\cdot 2{,}05+3{,}14\cdot 1{,}4=26{,}5\ см$$

(предварительно принимается $b_к=14$ *мм*).

Напряжение возбуждения

$$U_в=U_н-I_в R_{у\,min\,раб}=28{,}5-6{,}2\cdot 1{,}9=28{,}5-11{,}75=16{,}75\ в.$$

Из табл. 1.6 приложения $\rho_t=\frac{1}{46}$ (для $t=80°$ С).

По табл. 1.4 приложения выбирается провод

1,4/1,51 ПЭВ-2, $S_в=1{,}54$ *мм*².

Минимальное сопротивление обмотки возбуждения, допустимое при $P_{у\,max}=75$ *вт*:

$$R_в=\frac{U_н^2}{4P_{у\,max}}=\frac{28{,}5^2}{4\cdot 75}\approx 2{,}7\ ом,$$

отсюда число витков обмотки возбуждения на одном полюсе

$$w_в=\frac{R_в S_в}{l_{ср.\,в}2p\rho_t}=\frac{2{,}7\cdot 1{,}54\cdot 46}{0{,}265\cdot 6\cdot 1}=120\ витков.$$

Ток возбуждения

$$I_в=\frac{F_в}{w_в}=\frac{754}{120}=6{,}28\ a.$$

Плотность тока в обмотке возбуждения

$$j_в=\frac{I_в}{S_в}=\frac{6{,}28}{1{,}54}=4{,}07\ а/мм^2.$$

Укладка обмотки возбуждения. Высота катушки

$$h_к=h_m-h_{п.\,н}=26{,}0-5{,}3=20{,}7\ мм.$$

Число проводников по высоте катушки

$$N_h=\frac{h_к-\Delta_{из.\,к}}{d_{в.\,из}}=\frac{20{,}7-1{,}4}{1{,}5}=12{,}8\approx 12,$$

где $\Delta_{из.\,к}=1{,}4$ (на две стороны).

Число проводников по ширине катушки

$$N_a=\frac{120}{12}=10.$$

Намотка катушки выполняется в шахматном порядке, ширина катушки (изолированной)

$$b_к=10\cdot 1{,}51\cdot 0{,}867+1=13{,}1+1=14{,}1\ мм.$$

Уточненная средняя длина витка

$$l_{\text{ср. в}}=22{,}1+3{,}14\cdot 1{,}41=22{,}1+4{,}43=26{,}53\ \textit{см}=0{,}2653\ \textit{м}.$$

Уточненное сопротивление обмотки возбуждения

$$R_{\text{в}}=\frac{0{,}2653\cdot 120\cdot 6}{46\cdot 1{,}54}=2{,}7\ \textit{ом}.$$

§ 8. ПРОВЕРКА КОММУТАЦИИ И РАСЧЕТ ДОПОЛНИТЕЛЬНЫХ ПОЛЮСОВ

(см. гл. VI)

Ширина коммутационной зоны определена ранее, как

$$b_{\text{к. з}}=14{,}68\ \textit{мм},$$

$$\frac{b_{\text{к. з}}}{\tau-b}\approx 0{,}85.$$

Среднее значение реактивной э. д. с. в коммутирующей секции

$$e_{\text{р}}=2w_{\text{р}}v_{\text{я}}A\xi l10^{-6}=2\cdot 1\,(20{,}7\div 46{,}6)\,375\cdot 3{,}6\cdot 9\cdot 10^{-6}=$$

$$=(0{,}505\div 1{,}13)\ \textit{в},$$

где $w_{\text{р}}=w_S=1$ (петлевая обмотка);

$$v_{\text{я}}=\frac{\pi Dn}{60}=\frac{3{,}14\cdot 0{,}099}{60}\,(4000\div 9000)=(20{,}7\div 46{,}6)\ \textit{м/сек}.$$

$$\xi=0{,}4\pi\left(\lambda_{п}\,\frac{k_\beta}{2\beta}+\lambda_{z}\,\frac{k_\beta}{2\beta}+\lambda_{л}+\lambda_{\text{бж}}\right)=$$

$$=0{,}4\cdot 3{,}14\,(1{,}6\cdot 0{,}812+1{,}43\cdot 0{,}812+0{,}403)=0{,}4\cdot 3{,}14\cdot 2{,}865=3{,}6,$$

здесь

$$\lambda_{\text{п}}=\frac{h_1}{3b_{\text{п}}}+\frac{h_2}{b_{\text{п}}}+\frac{2h_3}{b_{\text{ш}}+b_{\text{п}}}+\frac{h_4}{b_{\text{ш}}}=$$

$$=\frac{7{,}56}{3\cdot 2{,}5}+\frac{0{,}20}{2{,}5}+\frac{20{,}5}{3{,}8}+\frac{0{,}5}{1{,}3}=1{,}6,$$

где $h_1=2\cdot 3{,}68+0{,}2=7{,}56$ *мм*;

$$b_{\text{п}}=2{,}5\ \textit{мм};$$

$$h_2=0{,}2\ \textit{мм};$$

$$h_3=0{,}5\ \textit{мм};$$

$$h_4=0{,}5\ \textit{мм};$$

$$b_{\text{ш}}=1{,}3\ \textit{мм};$$

$$\lambda_z=0{,}15\,\frac{b_{\text{д}}}{k_{\delta\,\text{д}}\,\delta_{\text{д}}}=\frac{0{,}15\cdot 11}{1{,}05\cdot 1{,}1}=1{,}43,$$

где $b_д = \left(\frac{2}{3} \div \frac{3}{4}\right) b_{к.з}$;

$$b_д = \frac{3}{4} \cdot 14{,}68 = 11 \ мм;$$

$$\delta_д = 1{,}1 \ (\text{принимается});$$

$$k_{\delta д} = \frac{t}{t - \frac{\gamma_д^2 \delta_д}{5 + \gamma_д}} = \frac{5{,}46}{5{,}46 - \frac{1{,}53}{6{,}180}} = 1{,}05,$$

здесь

$$\gamma_д = \frac{b_ш}{\delta_д} = \frac{1{,}3}{1{,}1} = 1{,}18;$$

$$\lambda_л = (0{,}5 \div 1{,}0) \ \frac{l_{лоб}}{l} = 0{,}5 \frac{72{,}5}{9{,}0} = 0{,}403;$$

$$\lambda_{бж} = 0;$$

$$\beta = \frac{b_ш}{t_к} = \frac{8}{0{,}867 \cdot 2{,}73} = 3{,}39, \ \text{т. е.} \ \beta = 4.$$

По табл. 6.1

$$k_\beta \approx 6{,}5;$$

$$\frac{k_\beta}{2\beta} = \frac{6{,}5}{2{,}4} = 0{,}812.$$

Э. д. с. от поперечного поля реакции якоря (так как принимается половинное число дополнительных полюсов)

$$e_{я q} = w_р v_я l B_{я q} \cdot 10^{-6} = 1 \cdot (20{,}7 \div 46{,}6) \cdot 9 \cdot 1400 \cdot 10^{-6} = $$
$$= (0{,}262 \div 0{,}588) \ в,$$

где

$$B_{я q} = 1{,}25 \frac{A}{1 - \alpha} = 1{,}25 \ \frac{375}{1 - 0{,}665} = 1400 \ гс.$$

$$e_р + e_{я q} = (0{,}505 \div 1{,}130) + (0{,}262 \div 0{,}588) = (0{,}767 + 1{,}718) \ в.$$

Индукция коммутирующего поля

$$B_к = 2\xi A + B_{я q} = 2 \cdot 3{,}6 \cdot 375 + 1400 = 2700 + 1400 = 4100 \ гс.$$

Размеры дополнительного полюса (гл. VI, § 3). Поток в воздушном зазоре под дополнительным полюсом

$$\Phi_д = B_к b_д l_д = 4100 \cdot 1,1 \cdot 9 = 40,6 \cdot 10^3 \textit{ мксв},$$

где $l_д = l = 9$ *см.*

Поток в сердечнике дополнительного полюса

$$\Phi_{m\,д} = k_{\sigma_д} \Phi_д = 1,7 \cdot 40,6 \cdot 10^3 = 69\,000 \textit{ мксв},$$

где принято

$$k_{\sigma_д} = 1,7.$$

Площадь поперечного сечения сердечника дополнительного полюса

$$S_{m\,д} = \frac{\Phi_{m\,д}}{B_{m\,д}} = \frac{69\,000}{10\,000} = 6,9 \textit{ см}^2,$$

где

$$B_{m\,д} = 10\,000 \textit{ гс}.$$

Ширина сердечника дополнительного полюса

$$b_{m\,д} = \frac{S_{m\,д}}{l_{m\,д}} = \frac{6,9}{9} = 0,767 \textit{ см},$$

где

$$l_{m\,д} = l_д = 9 \textit{ см},$$

принимается $b_{m\,д} = 8$ *мм.*

Н. с. обмотки дополнительного полюса

$$F_д = 0,5(\tau - b_{к.\,з}) A + F_{0\,д} = 0,5(5,18 - 1,468) 375 + 770 =$$
$$= 695 + 770 = 1465 \textit{ ампер-витков},$$

где $F_{0\,д}$ — падение магнитного напряжения в цепи дополнительных полюсов.

Определение $F_{0\,д}$ производится по уравнениям

$$F_{0\,д\,I} = \Phi_1 R_1 + \Phi_д R_д - F,$$
$$F_{0\,д\,II} = \Phi_д R_д + F - \Phi_2 R_2,$$

где индекс I означает, что расчет ведется по цепи «дополнительный полюс — разноименный главный», II — «дополнительный полюс — одноименный главный». Расчет $F_{0\,д}$ сведен в табл. 19. 6.

Таблица 19.6

К расчету магнитной цепи дополнительных полюсов

	S $см^2$	Ф мксв		B гс		H ампер-витки/см		L см	F ампер-витки	
		I	II	I	II	I	II		I	II
Сердечник дополнительного полюса	7,2	$69 \cdot 10^3$	$69 \cdot 10^3$	9700	9700	4,76	4,76	2,54	12,1	12,1
Воздушный зазор под дополнительным полюсом	9,9	$40,6 \cdot 10^3$	$40,6 \cdot 10^3$	4100	4100	—	—	0,1155	379	379
Зубцы под дополнительным полюсом	$k_{z^1/_3} = 2,55$	—	—	10450	10450	8,65	8,65	0,89	7,7	7,7
Стык дополнительного полюса	$0,002B_{m\text{д}}$	—	—	—	—	—	—	—	19,4	19,4
$\Phi_\text{д} R_\text{д}$	—	—	—	—	—	—	—	—	418,25	418,25
Воздушный зазор под главным полюсом	31	$\left(223+\frac{40,6}{2}\right)10^3 = 243 \cdot 10^3$	$\left(223-\frac{40,6}{2}\right)10^3 = 202,7 \cdot 10^3$	7850	6530	—	—	0,0545	343	285
Зубцы под главным полюсом	$k_{z^1/_3} = 2,55$	—	—	20050	16700	220	50	0,89	198	44,5
Сердечник главного полюса	17,5	$\left(268+\frac{69}{2}\right)10^3 = 302,5 \cdot 10^3$	$\left(268-\frac{69}{2}\right)10^3 = 233,5 \cdot 10^3$	17250	13350	54,5	8,27	2,07	113	17,15
Спинка якоря	8,2	$0,5(223+40,6)10^3 = 131,5 \cdot 10^3$	$0,5(223-40,6) \times 10^3 = 91,2 \cdot 10^3$	16050	11150	37,75	10	1,85	70	18,5
Ярмо	8,95	$0,5(268+69)10^3 = 168,5 \cdot 10^3$	$0,5(268-69)10^3 = 99,5 \cdot 10^3$	18850	11150	148,5	6,07	4,175	620	25,4
Стык главного полюса	$0,002B_m$	—	—	—	—	—	—	—	34,5	26,7
$\Phi_I R_1/\Phi_2 R_2$	—	—	—	—	—	—	—	—	1379,75	—417,25
Н. с. главного полюса	—	—	—	—	—	—	—	—	—754	754
Н. с. дополнительного полюса	—	—	—	—	—	—	—	—	1045,75	755

Примечание. В табл. 19.6 принято, что $R_1=R_2$, тогда

$$\Phi_1=\Phi+0,5\Phi_д,$$
$$\Phi_2=\Phi-0,5\Phi_д.$$

Так как $F_{0д_I} \neq F_{0д_{II}}$, то очевидно, что $R_1 \neq R_2$. Тогда задаются новыми значениями Φ_1 и Φ_2, а именно:

$$\Phi_1=\Phi+0,4\Phi_д,$$
$$\Phi_2=\Phi-0,6\Phi_д,$$

и для них находят снова $\Phi_1 R_1$, $\Phi_2 R_2$ и $F_{0д}$ (табл. 19.7).

Таблица 19.7

К расчету магнитной цепи дополнительных полюсов

	S, *см²*	Ф, *мксв* I	Ф, *мксв* II	B, *гс* I	B, *гс* II	H, *ампер-витки/см* I	H, *ампер-витки/см* II	L, *см*	F, *ампер-витки* I	F, *ампер-витки* II
$\Phi_д R_д$	—	—	—	—	—	—	—	—	418,25	418,25
Воздушный зазор под главным полюсом	31	$(223+16)\cdot10^3=239\cdot10^3$	$(223-26,4)\times10^3=196,6\cdot10^3$	7700	6350	—	—	0,1155	336	277
Зубцы	$k_{z^1/_3}=2,55$	—	—	19650	16200	190	40	0,89	169	35,6
Сердечник полюса	17,5	$(268+27,6)\times10^3=295,6\cdot10^3$	$(268-41,4)\times10^3=226,6$	16900	13000	42,6	7,9	2,07	88,2	16,35
Спинка якоря	8,2	$(111,5+16)\cdot10^3=127,5\cdot10^3$	$(111,5-26,4)\times10^3=85,1\cdot10^3$	15500	10400	31,5	8,55	1,85	58,2	15,85
Ярмо	8,95	$(134+27,6)\times10^3=161,6\times10^3$	$(134-41,4)\times10^3=92,6\times10^3$	18100	12600	98	7,52	4,175	409	31,5
Стык	0,002	—	—	—	—	—	—	—	33,8	26
$\frac{\Phi_I R_I}{\Phi_2 R_2}$	—	—	—	—	—	—	—	—	1094,2	−402,3
Н. с. главного полюса	—	—	—	—	—	—	—	—	−754	+754
$F_{0д}$	—	—	—	—	—	—	—	—	758,45	770

Так как $F_{0дI} \approx F_{0д_{II}}$, то можно считать

$$F_{0д} \approx 770 \textit{ ампер-витков.}$$

Приведенные расчеты показывают, что поток дополнительного полюса значительно насыщает зубцы, ярмо и сердечник главного полюса. Поэтому целесообразно при половинном числе дополнительных полюсов снижать индукции в этих частях на 10÷15%.

Обмотка дополнительных полюсов. Число витков на одном полюсе

$$w_{д}=\frac{F_{д}a_{д}}{I_{я}}=\frac{1465}{306,28}=4,78,$$

где $a_{д}=1$;

$w_{д}=5$ (принимается).

Конструкция катушки — намотка «на ребро» из голого прямоугольного провода марки МГМ, прокладки между витками из электрокартона толщиной $\Delta_{пр}=0,2$ *мм*.

Сечение меди обмотки дополнительного полюса

$$S_{д}=\frac{I}{a_{д}j_{д}}=\frac{306,28}{1\cdot 12,0}=25,5\ мм^2,$$

где $j_{д}=12$ $а/мм^2$.

Размеры провода обмотки дополнительных полюсов. Высота дополнительного полюса

$$h_{m\,д}=\frac{D_{нар}-2h_j-2\delta_{д}-D}{2}=\frac{166-14-2,2-99}{2}=25,4\ мм.$$

Высота полюсного наконечника дополнительного полюса принимается $h_{н.\,д}=2,0$ *мм*.

Высота катушки дополнительного полюса

$$h_{к.\,д}=h_{m\,д}-h_{н.\,д}-(1\div 2)\ мм=25,4-2-2=21,4\ мм.$$

Высота провода при намотке «на ребро»

$$h_{пр}=\frac{h_{к.\,д}-2\Delta_{из.\,к}-(w_{д}-1)\Delta_{пр}}{5}=\frac{21,4-0,2\cdot 2-0,2\cdot 4}{5}=$$

$$=\frac{21,4-1,2}{5}=\frac{20,2}{5}=4,04\ мм,$$

где $\Delta_{пр}=0,2$ *мм*;

$\Delta_{из.\,к}=0,2$ *мм*.

По ГОСТ при $S_{пр}=25,6$ $мм^2$ и $a_{пр}=3,53$ *мм*

$$h_{пр}=7,4\ мм.$$

Ширина катушки $b_{к.\,д}=h_{пр}=7,4$ *мм*.

На чертеже магнитной цепи уточняется размещение катушек главных и дополнительных полюсов (фиг. 19.3).

Средняя длина витка обмотки дополнительного полюса

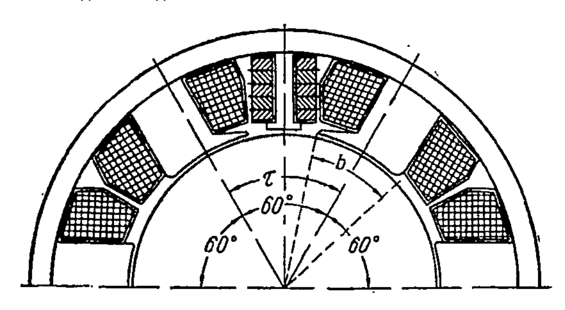
$$l_{ср.\,д}=2l_{m\,д}+2b_{m\,д}+\pi b_{к.\,д}+0,8\ мм=$$

$$=18+1,6+3,14\cdot 0,74+0,8=22,73\ см.$$

Сопротивление обмотки дополнительных полюсов при $t_{обм}=100°$ C

$$R_д=\rho_t \frac{l_{ср.\,д}\, w_д p_д}{S_д}=\frac{0,2273\cdot 5\cdot 3}{43,2\cdot 25,6}=0,00309 \text{ ом},$$

$$\Delta U_д=IR_д=306,28\cdot 0,00309=0,945 \text{ в}.$$



Фиг. 19. 3. Эскиз размещения катушек в корпусе генератора.

Уточненное значение э. д. с. якоря при нагрузке

$$E=U_н+\Delta U_я+\Delta U_д+\Delta U_щ=$$
$$=28,5+2,67+0,945+1,7=33,815 \text{ в},$$

т. е. совпадает с E, которой задавались первоначально.

§ 9. ВЕС АКТИВНЫХ МАТЕРИАЛОВ, ПОТЕРИ И К. П. Д. ГЕНЕРАТОРА

(см. гл. VII)

Вес стали:

а) спинки якоря —

$$G_я=7,8k_c l\frac{\pi}{4}(D_з^2-D_{вн}^2)\,10^{-3}=$$
$$=7,8\cdot 0,95\cdot 9\,\frac{3,14}{4}(8,02^2-6,1^2)\,10^{-3}=1,41 \text{ кг};$$

б) зубцов —

$$G_z=7,8\,k_c l S_z=7,8\cdot 0,95\cdot 9,0\cdot 13,5=0,9 \text{ кг},$$

где

$$S_z=\frac{\pi}{4}(D^2-D_з^2)-F_п\cdot z=\frac{3,14}{4}(9,9^2-8,02^2)-0,299\cdot 57=$$
$$=26,55-13,05=13,5 \text{ см}^2,$$

здесь

$$F_п=b_п(h_п-h_ш)+b_ш h_ш=2,5\,(9,4-0,5)+$$
$$+1,3\cdot 0,5=22,25+0,65=22,9 \text{ мм}^2;$$

в) полюсов —

$$G_m=7,8k_c 2p\,(S_н l_н+S_m l_m)\,10^{-3}=$$
$$=7,8\cdot 0,95\cdot 6\,(0,220+5,33)\,9\cdot 10^{-3}=2,22 \text{ кг},$$

где $S_н \approx 0,22$ *см*² (из чертежа),

$S_m = 5,33$ *см*² (из чертежа);

г) корпуса —

$$G_j = 7,8 l_j \frac{\pi}{4} (D^2_{j\,нар} - D^2_{j\,вн}) 10^{-3} =$$

$$= 7,8 \cdot 12,8 \frac{3,14}{4} (16,6^2 - 15,2^2) 10^{-3} = 3,45 \text{ кг};$$

д) дополнительных полюсов —

$$G_д = 7,8 p_д (l_{m\,д} S_д + l_{н.д} S_{н.\,д}) 10^{-3} =$$

$$= 7,8 \cdot 3 \cdot 9 (2 + 0,22) 10^{-3} = 0,47 \text{ кг},$$

где (из чертежа) $S_д = 2,0$ *см*²,

$S_{н.\,д} = 0,22$ *см*².

Полный вес стали генератора

$$G_{ст} = G_z + G_я + G_m + G_j + G_д =$$

$$= 0,9 + 1,41 + 2,22 + 3,45 + 0,47 = 8,450 \text{ кг}.$$

Вес меди:

а) обмотки якоря —

$$G_{м.\,я} = 9,1 N l_{ср\frac{1}{2}} S_я \cdot 10^{-3} =$$

$$= 9,1 \cdot 228 \cdot 0,1625 \cdot 2,82 \cdot 10^{-3} = 0,95 \text{ кг};$$

б) обмотки возбуждения главных полюсов —

$$G_{м.\,в} = 9,1 \cdot 2 p w_в l_{ср.\,в} S_в \cdot 10^{-3} =$$

$$= 9,1 \cdot 6 \cdot 120 \cdot 0,275 \cdot 1,54 \cdot 10^{-3} = 2,78 \text{ кг};$$

в) обмотки возбуждения дополнительных полюсов —

$$G_{м.\,д} = 9,1 \cdot p_д w_д l_{ср.\,д} S_д \cdot 10^{-3} =$$

$$= 9,1 \cdot 3 \cdot 5 \cdot 0,2273 \cdot 25,6 \cdot 10^{-3} = 0,795 \text{ кг}.$$

Полный вес меди генератора

$$G_м = G_{м.\,я} + G_{м.\,в} + G_{м.\,д} = 0,95 + 2,78 + 0,795 = 4,525 \text{ кг}.$$

Общий вес активных материалов генератора

$G_{акт} = G_{ст} + G_м = 8,45 + 4,525 = 12,975$ *кг;*

полный вес генератора

$G_г = k_к \cdot G_{акт} = 1,8 \cdot 12,275 = 23,4$ *кг,*

где $k_к = 1,8$.

Потери и к. п. д. генератора при номинальной нагрузке и скорости вращения исчисляются при $n = 4000$ об/мин.

Потери в меди:

а) обмотки якоря —

$$P_{м.я}=I_я^2 R_я=306,20^2\cdot 0,0089=835\ вт;$$

б) обмотки возбуждения (включая потери в угольном столбе регулятора напряжения) —

$$P_{м.в}=\frac{U_н^2}{(R_в+R_{у\,min\,раб})}=\frac{28,5^2}{(2,79+1,9)}=173\ вт;$$

в) обмотки дополнительных полюсов —

$$P_{м.д}=I_я^2 R_д=306,20^2\cdot 0,00309=290\ вт.$$

Электрические потери в щеточном контакте

$$P_{щ.э}=I_я \Delta U_щ=306,20\cdot 1,7=520\ вт.$$

Потери в стали:

$$P_{ст}=kw_0k_f\left[\left(\frac{B_{z\,ср}}{10^4}\right)^2 G_z+\left(\frac{B_я}{10^4}\right)^2 G_я\right]=$$

$$=3\cdot 2,2\cdot 5,9\left(\frac{17\,150}{10^4}\right)^2 0,9+\left(\frac{13\,600}{10^4}\right)^2 1,41=204\ вт,$$

где $k=3$;

$w_0=2,2$ (для ст. Э21);

$k_f=5,9$ по кривой фиг. 7. 1, для частоты перемагничивания

$$f=\frac{pn}{60}=\frac{3\cdot 4000}{60}=200\ гц.$$

Потери на трение щеток о коллектор:

$$P_{тр.щ}=9,81\cdot 2p_щ S_щ f_щ v_к \mu=$$

$$=9,81\cdot 6\cdot 0,6\cdot 4,43\cdot 20,7\cdot 0,2=650\ вт,$$

где

$$S_щ=\frac{b_щ}{\cos\alpha'}\ l_щ n_щ=\frac{0,8}{0,867}\ 1,6\cdot 3=4,43\ см^2;$$

$$f_щ=0,6\ кг/см^2.$$

Потери на трение в подшипниках и потери на трение о воздух определяются как

$$P_{тр.п}+P_v=0,04P_н=0,04\cdot 8550=342\ вт.$$

Потери дополнительные:

$$P_{доп}=0,01P_н=0,01\cdot 8550=85,5\ вт.$$

Сумма потерь в генераторе при номинальной нагрузке и скорости $n=4000$ об/мин

$$\sum P=P_{м.я}+P_{м.в}+P_{м.д}+P_{щ.э}+P_{ст}+P_{тр.щ}+P_{тр.п}+P_v+P_{доп}=$$

$$=835+173+290+520+204+650+342+85,5=3099,5\ вт.$$

Потребляемая мощность

$$P_1 = P_н + \sum P = 8550 + 3099{,}5 = 11649{,}5 \text{ вт}.$$

К. п. д.

$$\eta = \frac{P_н}{P_1} = \frac{8550}{11649{,}5} = 73{,}25\%.$$

§ 10. РАБОЧИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ГЕНЕРАТОРА

(см. гл. VIII)

1. Нагрузочная характеристика $U=f(I_в)$ при $I_я = \text{const}$ и $n = \text{const}$.

Нагрузочная характеристика генератора строится из характеристики $\Phi_{рез}=f(F)$ при $I_я = \text{const} \neq 0$ (см. фиг. 19. 2), последнюю получают графически из характеристик $\Phi_{рез}=f(F_S)$ для соответствующего $I_я = \text{const}$ и $\Phi=f(F_S)$, $\Phi=f(F)$ при $I_я=0$.

Для построения внешней и регулировочной характеристик строятся нагрузочные характеристики для нескольких значений $I_я$—100, 200, 306,2; 400 *а* и $n=4000$ об/мин.

Коэффициент c_E

$$c_E = \frac{p}{a} \cdot \frac{N}{60} n \cdot 10^{-8} = \frac{3}{3} \cdot \frac{228}{60} \cdot 4000 \cdot 10^{-8} = 0{,}000152.$$

Сумма сопротивления якоря и дополнительных полюсов

$$R_я + R_д = 0{,}0089 + 0{,}00309 = 0{,}01199 \approx 0{,}012 \text{ ом}.$$

Падение напряжения в щеточном контакте

$I_я$	$j_щ$	$\Delta U_щ$
100	7,55	0,6
200	15,15	1,2
306,2	24,5	1,70
400	30,3	2,2

Пересчет характеристик $\Phi_{рез}=f(F)$ при $I_я = \text{const}$ (см. фиг. 19. 2) в нагрузочные характеристики $U=f(I_в)$ при $I_я = \text{const}$ и $n = \text{const}$ производится по уравнениям:

$$U = c_E \Phi_{рез} - I_я (R_я + R_д) - \Delta U_щ = 0{,}000152 \Phi_{рез} - \Delta U_щ,$$

$$I_в = \frac{F}{w_в} = \frac{F}{120}.$$

Расчеты сведены в табл. 19. 8.

Таблица 19.8

Расчет нагрузочных характеристик

$I_я=100$ *а*; $\sum \Delta U=0{,}012\cdot 100+0{,}6=1{,}8$ *в*

$\Phi_{рез}$	*мксв*	$120\cdot 10^3$	$160\cdot 10^3$	$200\cdot 10^3$	$220\cdot 10^3$	$260\cdot 10^3$
E	*в*	18,25	24,3	30,4	33,5	39,5
$U=E-1{,}8$	*в*	16,45	22,5	28,6	31,7	37,7
F	*ампер-витки*	240	345	475	555	1250
$I_в$	*а*	2	2,87	3,95	4,62	10,4

$I_я=200$ *а*; $\sum \Delta U=0{,}012\cdot 200+1{,}2=3{,}6$ *в*

$\Phi_{рез}$	*мксв*	$120\cdot 10^3$	$160\cdot 10^3$	$200\cdot 10^3$	$220\cdot 10^3$	$260\cdot 10^3$
E	*в*	18,25	24,3	30,4	33,5	39,5
$U=E-3{,}6$	*в*	14,65	20,7	26,8	29,9	35,9
F	*ампер-витки*	270	390	530	635	1270
$I_в$	*а*	2,25	3,25	4,42	5,28	10,6

$I_я=306{,}20$ *а*; $\sum \Delta U=0{,}012\cdot 306{,}2+1{,}7=3{,}7+1{,}7=5{,}4$ *в*

$\Phi_{рез}$	*мксв*	$120\cdot 10^3$	$160\cdot 10^3$	$200\cdot 10^3$	$220\cdot 10^3$	$260\cdot 10^3$
E	*в*	18,25	24,3	30,4	33,5	39,5
$U=E-5{,}4$	*в*	12,85	18,9	25	28,1	34,1
F	*ампер-витки*	310	465	625	735	1370
$I_в$	*а*	2,58	3,87	5,2	6,12	11,4

$I_я=400$ *а*; $\sum \Delta U=0{,}012\cdot 400+2{,}2=4{,}8+2{,}2=7$ *в*

$\Phi_{рез}$	*мксв*	$120\cdot 10^3$	$160\cdot 10^3$	$200\cdot 10^3$	$220\cdot 10^3$	$260\cdot 10^3$
E	*в*	18,25	24,3	30,4	33,5	39,5
$U=E-7$	*в*	11,25	17,3	23,4	26,5	32,5
F	*ампер-витки*	325	505	735	875	1550
$I_в$	*а*	2,71	4,2	6,12	7,28	12,9

Нагрузочные характеристики генератора приведены на фиг. 19. 4.

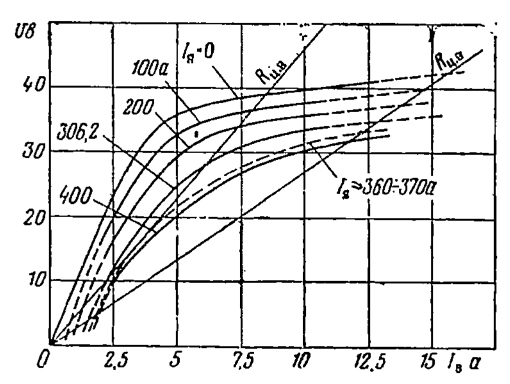
2. Внешняя характеристика генератора $U=f(I_я)$ при $R_{ц.в}=\text{const}$ и $n=\text{const}$.

Построение внешних характеристик (фиг. 19. 5) для

$$R_{ц.в}=R_в=2{,}7 \text{ ом и } R_{ц.в}=R_в+R_{у\,min\,раб}=$$
$$=2{,}7+1{,}9=4{,}6 \text{ ом}$$ приведено на фиг. 19. 4.

Там же показано построение регулировочной характеристики (фиг. 19. 6) $I_в=f(I_я)$ при $U=U_н=28{,}5$ *в*=const и $n=4000$ об/мин.

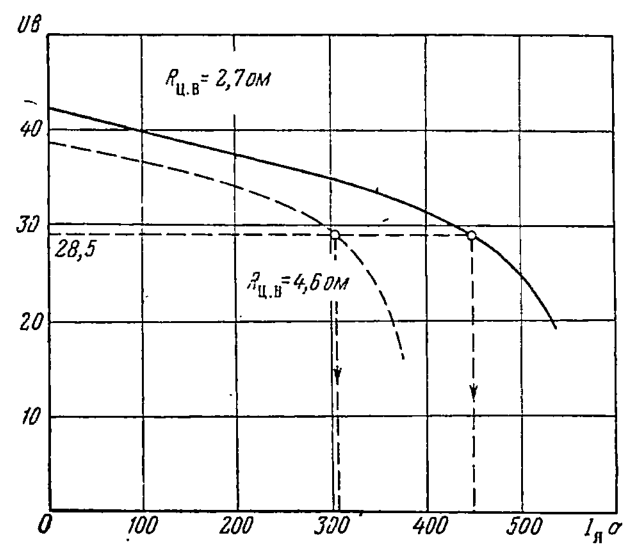
Определение начальной скорости генератора.



Фиг. 19. 4. Нагрузочные характеристики генератора и построение внешней и регулировочной характеристики (верхняя прямая $R_{ц.в}=4{,}6$ *ом*, нижняя — $R_{ц.в}=2{,}7$ *ом*).

Начальной скоростью генератора называют скорость, при которой генератор, нагруженный номинальным током, развивает номинальное напряжение.

Определяют обычно две начальные скорости:



Фиг. 19. 5. Внешние характеристики генератора.

а) при минимальном сопротивлении угольного столба регулятора напряжения, т. е. при $R_у=R_{у\ min\ раб}$,

б) при $R_у=0$.

Из внешней характеристики генератора для $n=4000$ об/мин и $R_{ц.в}=2{,}7+1{,}9=4{,}6$ *ом* видно, что генератор развивает $U=$

$=28{,}5$ *в* при токе $I_я=306{,}2$ *а*, т. е. начальная скорость генератора при $R_{ц.в}=4{,}6$ *ом* равна $n=4000$ об/мин.

При $R_у=0$ и $R_{ц.в}=2{,}7$ *ом*

ток возбуждения

$$I_в=\frac{U}{R_в}=\frac{28{,}5}{2{,}7}=10{,}55\ а,$$

намагничивающая сила обмотки возбуждения

$$F_в=I_в\cdot w_в=10{,}55\cdot 120=1268\ ампер\text{-}витков.$$

По кривой $\Phi_{рез}=f(F)$ при $I_я=306{,}2$ *а* определяется $\Phi_{рез}$, соответствующий $F_в=1268$ *ампер-витков*:

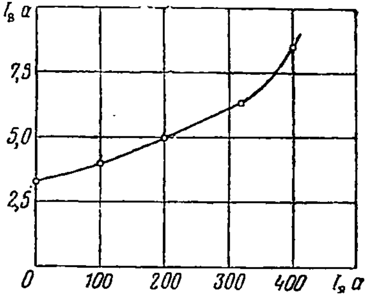
$$\Phi_{рез}=254\cdot 10^3\ мксв.$$

Э. д. с. генератора при токе $I_я=310{,}55$ *а*

$$E=U+\Sigma\Delta U=28{,}5+0{,}012\cdot 310{,}55+$$
$$+1{,}7=28{,}5+3{,}72+1{,}7=33{,}92\ в.$$

Начальная скорость

$$n=\frac{60\cdot aE\cdot 10^8}{pN\Phi_{рез}}=\frac{60\cdot 1\cdot 33{,}92\cdot 10^8}{1\cdot 228\cdot 254\cdot 10^3}=$$
$$=3510\ об/мин.$$



Фиг. 19.6. Регулировочная характеристика генератора.

§ 11. ВАРИАНТ ГЕНЕРАТОРА ПРИ ПОЛНОМ ЧИСЛЕ ДОПОЛНИТЕЛЬНЫХ ПОЛЮСОВ

(см. гл. VI)

Индукция коммутирующего поля в соответствии с (6.36)

$$B_к=\xi A+\frac{0{,}125\cdot 10^6}{w_р v_я l}=$$

$$=3{,}6\cdot 375+\frac{0{,}125\cdot 10^6}{1\cdot 20{,}7\cdot 9}=1350+670=2020\ гс.$$

Поток в воздушном зазоре под дополнительным полюсом по (6.38)

$$\Phi_д=b_д l B_к=1{,}1\cdot 9\cdot 2020=20\,000\ мксв$$

Размеры дополнительного полюса. Поток в сердечнике дополнительного полюса на основании (6.41):

$$\Phi_{m.д}=k_{\sigma д}\Phi_д=2\cdot 20\,000=40\,000\ мксв,$$

где $k_{\sigma д}=2$.

Принимается $l_{m\,д}=l_д=l=9$ *см*.

Ширина сердечника дополнительного полюса из (6.44)

$$b_{m.д}=\frac{\Phi_{m.д}}{l_{m.д}B_{m.д}}=\frac{40000}{9\cdot 9700}=0{,}46\ см,$$

где $B_{m.д}=9700$ *гс*.

Намагничивающая сила одного дополнительного полюса

$$F_д = 0{,}5\,A\,(\tau - b_{к.\,з}) + F_{0\,д} = 0{,}5\cdot 375\,(5{,}18 - 1{,}468) + 428 =$$
$$= 695 + 428 = 1123 \text{ ампер-витка},$$

где $F_{0\,д} = 428$ *ампер-витков* (расчет $F_{0\,д}$ сведен в табл. 19.9).

Таблица 19.9

Расчет магнитной цепи дополнительных полюсов при полном их числе

	Ф *мксв*	S *см²*	B *гс*	H *ампер-витки/см*	L *см*	F *ампер-витки*
Воздушный зазор под дополнительным полюсом	$20\cdot10^3$	9,9	2020	—	0,1155	187
Зубцы под дополнительным полюсом	—	$k_{z\frac{1}{3}} = 2{,}55$	5150	2,61	0,89	2,32
Спинка якоря	$(111{,}5\pm10)\,10^3$	8,2	14850/12400	26,25/14,25	1,85	22,2
Ярмо	$(134\pm20)\,10^3$	8,95	17200/12750	52/7,65	4,175	185
Сердечник дополнительного полюса	$40\cdot10^3$	4,14	9700	4,76	2,54	12,1
Стык	—	$0{,}002B_{mд}$	—	—	—	19,4
$F_{0д}$	—	—	—	—	—	428

Вес меди обмотки дополнительных полюсов при полном их числе

$$G_{м.\,д} = 0{,}795\left(\frac{1123}{1500}\right)\cdot 2 = 1{,}190 \text{ кг},$$

где 0,795 *кг* — вес меди обмотки дополнительных полюсов при половинном их числе; принято, что плотность тока и средняя длина витка в том и другом случае одинаковы.

Вес стали дополнительных полюсов при полном их числе

$$G_{ст.\,д} = 0{,}47\,\frac{4{,}6}{8{,}0}\cdot 2 = 0{,}54 \text{ кг}.$$

Полный вес дополнительных полюсов:

а) при полном их числе

$$G_д = 1{,}19 + 0{,}54 = 1{,}73 \text{ кг};$$

б) при половинном

$$G_д=0,795+0,47=1,265 \text{ кг}.$$

Увеличение веса генератора в результате увеличения веса дополнительных полюсов

$$\Delta G_д=1,73-1,265=0,465 \text{ кг}.$$

Необходимо отметить, что из технологических соображений ширину сердечника дополнительного полюса следует увеличить, что при том же насыщении дополнительного полюса не вызовет увеличения веса самих дополнительных полюсов, но потребует увеличения наружного диаметра (это, в свою очередь, увеличит общий вес генератора).

Глава XX

РАСЧЕТ АВИАЦИОННОГО РЕВЕРСИВНОГО ЭЛЕКТРОДВИГАТЕЛЯ С ПОСЛЕДОВАТЕЛЬНЫМ ВОЗБУЖДЕНИЕМ

§ 1. ИСХОДНЫЕ ДАННЫЕ И ВЫБОР ОСНОВНЫХ РАЗМЕРОВ

(гл. II)

Исходные данные. Полезная мощность на валу двигателя $P_н=500$ *вт*. Напряжение сети $U=27$ *в*. Скорость вращения $n=$ $=7500$ об/мин $\pm 10\%$.

Режим работы электродвигателя — повторно-кратковременный (ПКР): 30 сек. работы в одном направлении вращения — 5 мин. перерыв, 30 сек. в другом направлении вращения — 5 мин. перерыв (5 циклов, после чего полное охлаждение).

Охлаждение электродвигателя — естественное.

К. п. д. не менее 0,58.

Возбуждение последовательное на оба направления вращения.

Кратность пускового момента не менее $m_п \geqslant 4$.

Скорость вращения электродвигателя при холостом ходе электромеханизма не более 14000 об/мин; момент потерь в редукторе при холостом ходе не более $M_{п.р}=1,2$ *кгсм*.

Электродвигатель должен быть снабжен электромагнитной муфтой сцепления — торможения (ЭММ-С-Т).

Требования к ЭММ:

момент сцепления $M_{сц} \geqslant 20$ *кгсм*;

момент торможения $M_т \geqslant 13$ *кгсм*;

возбуждение муфты последовательное.

Ток отключения муфты должен быть не более тока холостого хода электромеханизма (т. е. тока, соответствующего моменту $M_{п.р}=$ $=1,2$ *кгсм*).

Вес электродвигателя вместе с ЭММ должен быть не более 2,6 *кг*.

Габариты электродвигателя вместе с ЭММ должны быть не более: длина 145 *мм*, диаметр 90 *мм*.

Выбор основных размеров. Электромагнитная мощность двигателя:

$$P_э = EI_я 10^{-3} = 18,9 \cdot 32 \cdot 10^{-3} = 0,605 \ квт,$$

где E предварительно определяется из кривой фиг. 2.7:

$$E = 0,7\,U = 0,7 \cdot 27 = 18,9 \, в,$$

а ток якоря двигателя последовательного возбуждения

$$I_я = I = \frac{P_н}{U\eta} = \frac{500}{27 \cdot 0,58} = 32 \ a.$$

Диаметр якоря и число полюсов электродвигателя: из кривых фиг. 2.10 по отношению $\frac{P_н}{n} = \frac{500}{7500} = 0,0667 \ \frac{вт}{об/мин}$ принимается $D = 5$ *см* и $2p = 4$.

Электромагнитные нагрузки определяются по кривым фиг. 2.2 и 2.3 для $D = 5$ *см*:

$$B_\delta = 5000 \div 7500 \ гс,$$

принимается

$$B_\delta = 6250 \ гс,$$

$$A \approx 50 \ а/см.$$

Коэффициент тепловой перегрузки $p_т$ (число циклов ограничено) в соответствии с (2.17) составит:

$$p_т = \frac{1}{\left(1 - e^{-\frac{t_р}{T}}\right) \sum\limits_{k=0}^{k=n_ц - 1} e^{-k\frac{t_р + t_п}{T}}},$$

$$t_р = 30 \ сек.; \ t_п = 5 \ мин. = 300 \ сек.$$

По кривой фиг. 2.12 для $D = 5$ *см* постоянная времени нагрева равна

$$T \approx 50 \ мин. = 3000 \ сек.$$

т. е.

$$\frac{t_р}{T} = \frac{30}{3000} = 0,01,$$

$$\frac{t_р + t_п}{T} = \frac{330}{3000} = 0,11.$$

$p_т$ определяется на основании табл. 20.1:

$$\sum e^{-k\frac{t_р + t_п}{T}} = 6,4,$$

$$e^{-0,01} = 0,99,$$

$$p_т = \frac{1}{(1 - e^{-0,01})6,4} = \frac{1}{0,01 \cdot 6,4} = 15,65.$$

Таблица 20.1

Таблица для определения $p_т$

k	0	1	2	3	4	5	6	7	8	9
$\frac{t_р+t_п}{T}k$	0	0,11	0,22	0,33	0,44	0,55	0,66	0,77	0,88	0,99
$e^{-k\frac{t_р+t_п}{T}}$	1	0,896	0,802	0,715	0,644	0,577	0,517	0,463	0,415	0,371

Линейная нагрузка для ПКР

$$A_{ПКР}=A\sqrt{p_т}=50\sqrt{15,65}=197,5\ а/см.$$

Принимается $A_{ПКР}=200$ *а/см.*

Коэффициент полюсного перекрытия α предварительно принимается равным

$$\alpha=0,63.$$

Длина якоря определяется из основного расчетного уравнения (2. 6):

$$l=\frac{6,1\cdot10^{11}P_э}{\alpha AB_\delta nD^2}=\frac{6,1\cdot10^{11}\cdot0,605}{0,63\cdot200\cdot6250\cdot7500\cdot5^2}=2,5\ см.$$

Полюсное деление

$$\tau=\frac{\pi D}{2p}=\frac{3,14\cdot5}{4}=3,93\ см.$$

Отношение длины якоря к полюсному делению

$$\lambda=\frac{l}{\tau}=\frac{2,5}{3,93}=0,637,$$

т. е. лежит в допустимых пределах.

§ 2. РАСЧЕТ ОБМОТКИ ЯКОРЯ

(см. гл. III)

Число проводов в одной параллельной ветви

$$\left(\frac{N}{2a}\right)=\frac{30E10^8}{np\Phi}=\frac{30\cdot18,9\cdot10^8}{7500\cdot2\cdot38600}=98,$$

где магнитный поток

$$\Phi=\alpha\tau lB_\delta=0,63\cdot3,93\cdot2,5\cdot6250=38600\ мксв.$$

Число параллельных ветвей обмотки принимается $2a=2$ (простая волновая обмотка).

Общее число проводников обмотки якоря

$$N=2a\left(\frac{N}{2a}\right)=2\cdot 98=196.$$

Число витков в секции w_S, число коллекторных пластин K и число пазов якоря z. Предварительно w_S определяется по кривой фиг. 3. 6, для $P_н=500$ *вт*

$$w_S\approx 2.$$

Так как число коллекторных пластин на один паз при волновой обмотке и $2p=4$ может быть взято только нечетным, т. е.

$$u_п=1,3\ \ldots\ \text{и т. д.},$$

то при $u_п=1$ $w_S=1,\ 2,\ 3\ \ldots$ и т. д.;

при $u_п=3$ $w_S=1, 1\frac{1}{3}, 1\frac{2}{3}, 2, 2\frac{1}{3}, 2\frac{2}{3}$ и т. д.

Учитывая, что число пазов

$$z=\frac{N}{2w_S u_п},$$

можно получить (табл. 20. 2) при данном значении N варианты z при различных $u_п$ и w_S.

Таблица 20. 2

Варианты z при различных $u_п$

$u_п=1$

w_S	1	2	3	4	5	6
z	98	49	32,7	24,5	19,6	16,35

$u_п=3$

w_S	1	$\frac{4}{3}$	$\frac{5}{3}$	2	$\frac{7}{3}$	$\frac{8}{3}$
z	32,7	24,5	19,6	16,35	14	12,25

Вариант с $u_п=1$ не может быть использован, так как при $w_S=(1\div 4)$ получается столь большое число пазов, что оно не умещается в якоре выбранного диаметра, а при малых z w_S получается очень большим, что ухудшает коммутацию и дает неприемлемо большую толщину коллекторной пластины. Наиболее целесообразным можно считать вариант с $u_п=3$ и $w_S=2$; $z=16$; 17.

Принимается $z=17$.

Число коллекторных пластин

$$K=u_п\cdot z=3\cdot 17=51.$$

Уточнение общего числа проводников обмотки якоря:

$$N = 2u_п w_S z = 2 \cdot 3 \cdot 2 \cdot 17 = 204.$$

Число проводников в пазу

$$\frac{N}{z} = \frac{204}{17} = 12.$$

Шаги обмотки. Обмотка равносекционная, шаблонированная, шаг по пазам:

$$y_z = y_\tau \pm \varepsilon_z = 4{,}25 - 0{,}25 = 4,$$

где $y_\tau = \frac{z}{2p} = \frac{17}{4} = 4{,}25.$

Укорочение в зубцовых делениях $\varepsilon_z = y_\tau - y_z = 4{,}25 - 4 = 0{,}25.$
Укорочение в коллекторных делениях $\varepsilon_к = \varepsilon_z u_п = 0{,}25 \cdot 3 = 0{,}75.$
Шаг по коллектору

$$y_к = \frac{K \pm 1}{p} = \frac{51 - 1}{2} = 25,$$

$$y_к = 1 \to 26.$$

Уточнение линейной нагрузки:

$$A = \frac{NI}{2a\pi D} = \frac{204 \cdot 32}{2 \cdot 3{,}14 \cdot 5} = 208 \ a/см.$$

Определение размеров провода обмотки якоря. Допустимая плотность тока в обмотке якоря для машин с естественным охлаждением

$$j_я = 2 \div 4 \ a/мм^2.$$

Принимается

$$j_я = 4 \ a/мм^2$$

и

$$j_{я\,пкр} = j_я \sqrt{p_т} = 4\sqrt{15{,}65} = 15{,}85 \ a/мм^2.$$

Сечение меди обмотки якоря

$$S_я = \frac{I_я}{2aj_я} = \frac{32}{2 \cdot 15{,}85} = 1{,}01 \ мм^2.$$

По табл. П. 1. 4 приложения подбирается провод марки ПЭВ-2

$$d = 1{,}16 \ мм; \quad d_{из} = 1{,}29 \ мм \quad и \quad S_я = 1{,}056 \ мм^2.$$

Уточненное значение плотности тока:

$$j_я = \frac{32}{2 \cdot 1{,}056} = 15{,}15 \ a/мм^2.$$

§ 3. РАЗМЕРЫ МАГНИТОПРОВОДА И РАСЧЕТ МАГНИТНОЙ ЦЕПИ

(см. гл. IV)

Якорь изготавливается из стали марки Э21 толщиной 0,35 *мм*; изоляция листов — оксидирование, полюсы — из стали армко-Э толщиной 0,5 *мм*, корпус — из ст. 10.

Пазы якоря

Пазы якоря принимаются овальной формы, *зубцы* — с параллельными стенками.

Необходимое сечение паза

$$F_{п}=\frac{\frac{\pi}{4}\,d_{из}^{2}2ws\,u_{п}}{k_{з.\,п}}=\frac{\frac{3,14}{4}\,1,29^{2}\cdot 2\cdot 2\cdot 3}{0,4}=39,2\ мм^{2},$$

где $k_{з.\,п}=0,4$.

Ширина зубца

$$b_{z}=\frac{B_{\delta}t}{k_{c}B_{z}}=\frac{6250\cdot 0,925}{0,95\cdot 20000}=0,305\ см,$$

где принимается $B_{z}=20000\ гс$; $k_{c}=0,95$;

$$t=\frac{\pi D}{z}=\frac{3,14\cdot 5}{17}=0,925\ см.$$

Определение d_1, d_2, h (см. фиг. 4. 1):

$$d_{1}=\frac{\pi D_{1}-zb_{z}}{z+\pi}=\frac{3,14\cdot 4,9-17\cdot 0,305}{17+3,14}=0,507\ см,$$

где $D_{1}=D-2h_{ш}=50-1=49\ мм$;

$$d_{2}=\sqrt{\frac{d_{1}^{2}\,(z+5)-4\pi F_{п}}{z-5}}=\sqrt{\frac{(0,507)^{2}\,22-4\cdot 3,14\cdot 0,392}{12}}=$$

$$=\sqrt{0,0608}=0,247\ см.$$

Принимаются

$$d_{1}=0,51\ см;\quad d_{2}=0,25\ см,$$

$$h=\frac{d_{1}-d_{2}}{2\pi}\,z=\frac{0,51-0,25}{6,28}\,17=0,705\ см.$$

Проверка площади паза (без шлица):

$$F_{п}=\frac{\pi}{8}\,(d_{1}^{2}+d_{2}^{2})+\frac{d_{1}+d_{2}}{2}\,h=\frac{\pi}{8}\,(0,51^{2}+0,25^{2})+$$

$$+\frac{0,51+0,25}{2}\,0,705=0,127+0,268=0,395\ см^{2};$$

$$k_{з.\,п}=\frac{\frac{\pi}{4}\,d_{из}^{2}\,2ws\,u_{п}}{F_{п}}=\frac{\frac{3,14}{4}\,1,29^{2}\cdot 12}{0,395}=39,7\%.$$

Высота зубцового слоя

$$h'_z = h + \frac{d_1 + d_2}{2} + h_ш = 0{,}705 + \frac{0{,}51 + 0{,}25}{2} + 0{,}05 = 1{,}135\ см.$$

Внутренний диаметр зубцового слоя

$$D_3 = D - 2h'_z = 5 - 2 \cdot 1{,}135 = 2{,}73\ см.$$

Высота спинки якоря

$$h_я = \frac{\Phi}{2k_c l B_я} = \frac{38600}{2 \cdot 0{,}95 \cdot 2{,}5 \cdot 15000} = 0{,}542\ см,$$

где $B_я = 15\,000\ гс$.

Внутренний диаметр якоря

$$D_{вн} = D_3 - 2h_я = 2{,}73 - 2 \cdot 0{,}542 = 1{,}646\ см.$$

Диаметр вала электродвигателя предварительно определяется по кривой фиг. 4. 2:

$$d_в = 14\ мм.$$

Так как разница между $D_{вн}$ и $d_в$ невелика, то принимается $D_{вн} = d_в = 1{,}4\ см$; тогда высота спинки якоря

$$h_я = \frac{D_з - d_в}{2} = \frac{2{,}73 - 1{,}4}{2} = 0{,}665\ см.$$

Соответственно изменится и $B_я$, т. е.

$$B_я = 15\,000 \frac{0{,}542}{0{,}665} = 12\,200\ гс.$$

Воздушный зазор δ

Предварительно согласно (4. 19) воздушный зазор определяется как

$$\delta = (0{,}4 \div 0{,}25)\ \frac{bA}{B_\delta} = \frac{(0{,}4 \div 0{,}25) \cdot 2{,}48 \cdot 208}{6250} = 0{,}033 \div 0{,}0206\ см,$$

где $b = \alpha\tau = 0{,}63 \cdot 3{,}93 = 2{,}48\ см.$

Принимается $\delta = 0{,}25\ мм$.

Размеры полюса

Поток, проходящий через полюс,

$$\Phi_m = k_\sigma \Phi = 1{,}15 \cdot 38\,600 = 44\,400\ мксв,$$

где $k_\sigma = 1{,}15$.

Сечение сердечника полюса

$$S_m = \frac{\Phi_m}{B_m} = \frac{44\,400}{14\,400} = 3{,}08\ см^2.$$

Принимается $B_m = 14\,400\ гс$.

Длина сердечника полюса выбирается равной длине наконечника полюса, которая в свою очередь равна длине пакета якоря:

$$l_m = l_р = l = 5 \text{ см.}$$

Ширина сердечника полюса

$$b_m = \frac{S_m}{k_c l_m} = \frac{3,08}{0,95 \cdot 5} = 1,3 \text{ см},$$

где $k_c = 0,95$.

Высота полюса h_m принимается предварительно равной

$$h_m = 1,3 b_m = 1,3 \cdot 1,3 \cong 1,7 \text{ см.}$$

Высота полюсного наконечника

$$h_{п.\,н} = \frac{B_\delta (b - b_m)}{2 B_{п.\,н} k_c} = \frac{6250\,(2,48 - 1,3)}{2 \cdot 20\,000 \cdot 0,95} = 0,194 \text{ см},$$

где $B_{п.\,н} = 20\,000$ *гс*.

Принимается

$$h_{п.\,н} = 0,2 \text{ см.}$$

Размеры корпуса электродвигателя

Сечение корпуса (ярма) электродвигателя

$$S_j = \frac{\Phi_m}{2 B_j} = \frac{44\,400}{2 \cdot 13\,000} = 1,71 \text{ см}^2,$$

где $B_j = 13\,000$ *гс*.

Длина корпуса

$$l_j = l_m + 3 \text{ см} = 2,5 + 3 = 5,5 \text{ см.}$$

Высота спинки ярма (корпуса)

$$h_j = \frac{S_j}{l_j} = \frac{1,71}{5,5} = 0,311 \text{ см.}$$

По механическим соображениям толщина корпуса не может быть взята меньше 3,5 *мм* и принимается

$$h_j = 0,35 \text{ см.}$$

Соответственно при той же длине корпуса индукция в нем уменьшается до

$$B_j = 13\,000 \frac{0,311}{0,35} = 11\,550 \text{ гс.}$$

Наружный диаметр корпуса электродвигателя

$$D_{нар} = D + 2\delta + 2h_m + 2h_j =$$
$$= 5 + 2 \cdot 0,025 + 2 \cdot 1,7 + 2 \cdot 0,35 = 9,15 \text{ см.}$$

Принимается $D_{нар} = 9$ *см*; соответственно высота полюса h_m уменьшается до

$$h_m = 1,7 - \frac{0,15}{2} = 1,625 \text{ см.}$$

Расчет магнитной цепи и характеристики холостого хода сведен в табл. 20. 3 (аналогично табл. 4. 4).

Вспомогательные расчеты к табл. 20.3. а) Для определения зубцового и пазового коэффициентов берутся три сечения зубцового слоя, два — через центры окружностей овального паза, третье — через середину расстояния между этими центрами. Расчет приведен в табл. 20.4.

б) Длина силовой линии в зубце

$$L_z = h + \frac{1}{3}\left(\frac{d_1+d_2}{2}\right) = 0{,}705 + \frac{1}{3}\left(\frac{0{,}51+0{,}25}{2}\right) = 0{,}8315\ \textit{см}.$$

в) Длина силовой линии в спинке якоря

$$L_я = \frac{\pi D_{я.ср}}{4p} = \frac{3{,}14 \cdot 2{,}065}{4 \cdot 2} = 0{,}81\ \textit{см},$$

где $D_{я.\,ср} = D_з - h_я = 2{,}73 - 0{,}665 = 2{,}065\ \textit{см}$.

г) Коэффициент воздушного зазора

$$k_\delta = \frac{t}{t - \frac{\gamma^2\delta}{5+\gamma}} = \frac{0{,}925}{0{,}925 - \frac{1{,}155}{1{,}18}} = 1{,}12,$$

где $\gamma = \frac{b_ш}{\delta} = \frac{0{,}17}{0{,}025} = 6{,}8,$

$$b_ш = d_{из} + 0{,}41 = 1{,}29 + 0{,}41 = 1{,}7\ \textit{мм}.$$

д) Длина силовой линии в полюсе

$$L_m = h_m - h_{п.\,н} = 1{,}625 - 0{,}2 = 1{,}425\ \textit{см}.$$

е) Длина силовой линии в ярме

$$L_j = \frac{\pi D_{j\,ср}}{4p} = \frac{3{,}14 \cdot 8{,}65}{4 \cdot 2} = 3{,}4\ \textit{см},$$

где

$$D_{j\,ср} = D_{нар} - h_j = 9 - 0{,}35 = 8{,}65\ \textit{см}.$$

Характеристика $\Phi = f(F_S)$ приведена на фиг. 20. 1; $\Phi = f(F_0)$ — на фиг. 20. 2.

Сопротивление обмотки якоря при $t_{обм} = 120°$ С.

$$R_я = \rho_t \frac{l_{ср\frac{1}{2}} N}{S_я (2a)^2} = \frac{0{,}072 \cdot 204}{40{,}7 \cdot 1{,}0568 \cdot 2^2} = 0{,}0853,$$

где $\rho_t = 40{,}7,$

$$l_{ср\frac{1}{2}} = l + l_{лоб} = 2{,}5 + 4{,}7 = 7{,}2\ \textit{см},$$

здесь

$$l_{лоб} = \frac{a_S}{\cos\alpha} + 2h_л \pm (1{,}5 \div 2{,}5)\ \textit{см} = \frac{2{,}73}{0{,}858} + 1{,}5 = 3{,}18 + 1{,}5 \approx 4{,}7\ \textit{см},$$

где $a_S = t_2 y_z = 0{,}682 \cdot 4 = 2{,}73\ \textit{см}$, $2h_л = 0$ — для мягких секций

Таблица 20.3

Расчет магнитной цепи электродвигателя при n=7500 об/мин

E		*в*	10	14	18,9	22	24,5
$\Phi = \frac{60aE \cdot 10^8}{pnN} = \frac{60 \cdot 10^8 E}{2 \cdot 7500 \cdot 204} = 1960E$		*мкс в*	19600	27500	37100	43200	48000
$B_\delta = \frac{\Phi}{\alpha \tau l} = \frac{\Phi}{0,63 \cdot 3,93 \cdot 2,5} = \frac{1960E}{6,2} = 316,5E$		*гс*	3165	4430	5980	6960	7750
$B_{z1} = k_{z1} B_\delta$	k_n 1,78	*гс*	—	—	—	—	—
$B_{z2} = k_{z2} B_\delta$ — $3,23B_\delta = 1022E$	1,33	*гс*	10220	14300	19350	22500	25050
$B_{z3} = k_{z3} B_\delta$	0,875	*гс*	—	—	—	—	—
H_{z1}		*ампер-витки/см*	—	—	160	440	950
H_{z2}		"	8,1	23	167	480	1050
H_{z3}		"	—	—	173	535	1250
$H_{z\,ср} = \frac{H_{z1} + 4H_{z2} + H_{z3}}{6}$		"	8,1	23	167,5	500	1065
$F_z = L_z H_{z\,ср} = 0,8315 H_{z\,ср}$		*ампер-витки*	6,73	19,1	139,5	415	885
$B_я = \frac{\Phi}{2k_c h_я l} = \frac{\Phi}{2 \cdot 0,95 \cdot 0,665 \cdot 2,5} = \frac{1960E}{3,15} = 622E$		*гс*	6220	8720	11800	13700	15250

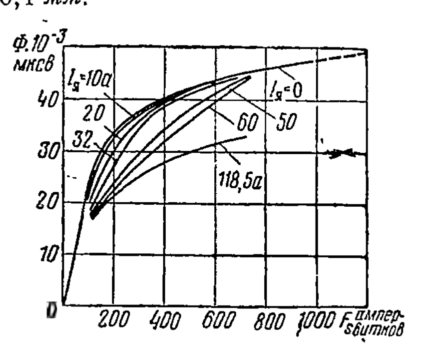
$H_я$	ампер-витки/см	3,4	6,0	12,5	19,5	29
$F_я = L_я H_я = 0{,}81 H_я$	ампер-витки	2,75	4,85	10,1	15,8	23,5
$F_\delta = 0{,}8 k_\delta \delta B_\delta = 0{,}8 \cdot 1{,}12 \cdot 0{,}025 B_\delta = 0{,}0224 B_\delta = 7{,}1E$	»	71	99,5	134,2	156,2	174
$F_S = F_\delta + F_z + F_я$	»	80,48	123,45	283,8	587	1082,5
$\Phi_m = k_\sigma \Phi = 1{,}15 \cdot 1960E = 2250E$	мксв	22500	31500	42600	49500	55200
$B_m = \frac{\Phi_m}{b_m l_m k_c} = \frac{\Phi_m}{1{,}3 \cdot 2{,}5 \cdot 0{,}95} = \frac{2250E}{3{,}09} = 729E$	гс	7290	10200	13800	16050	17900
H_m	ампер-витки/см	2,85	5,2	8,7	21,8	85
$F_m = L_m H_m = 1{,}425 H_m$	ампер-витки	4,83	8,45	14,15	35,4	138
$B_j = \frac{\Phi_m}{2h_j l_j} = \frac{\Phi_m}{2 \cdot 0{,}35 \cdot 5{,}5} = \frac{2250E}{3{,}85} = 584E$	гс	5840	8180	11050	12850	14300
H_j	ампер-витки/см	2,85	4,1	6,8	9,4	11,2
$F_j = L_j H_j = 3{,}4 H_j$	ампер-витки	9,7	13,95	23,1	31,9	38,1
$F_{ст} = 0{,}002 B_m = 1{,}458E$	»	14,58	20,4	27,55	32,1	35,7
$F_p = F_m + F_j + F_{ст}$	»	29,11	42,8	64,8	99,4	211,8
$F_0 = F_S + F_p$	»	109,59	166,25	358,6	686,4	1294,3

$$\sin \alpha = \frac{b_л + \Delta}{t_2} = \frac{0,31+0,04}{6,82} = 0,513, \quad \cos \alpha = 0,858,$$

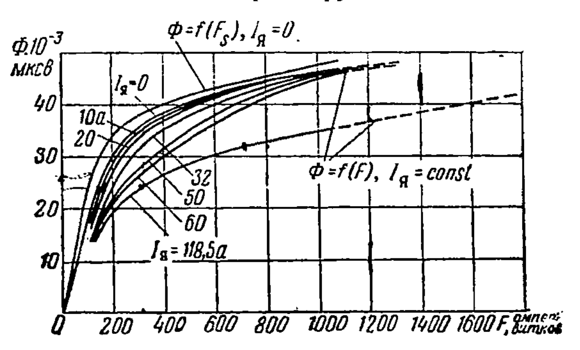
здесь

$$b = \frac{d_1 + d_2}{2} - \Delta_в = \frac{0,51+0,25}{2} - 0,07 = 0,31 \ см,$$

$\Delta_в = 0,7$ *мм*, $\Delta = 0,4$ *мм*.



Фиг. 20. 1. Переходные характеристики двигателя при холостом ходе и при нагрузке.



Фиг. 20. 2. Магнитные характеристики двигателя при нагрузке.

Падение напряжения в обмотке якоря при номинальном токе

$$\Delta U_я = I_я R_я = 32 \cdot 0,0853 = 2,73 \ в.$$

Таблица 20.4

Зубцовые коэффициенты двигателя

D_z	t_z	$b_п$	b_z	k_z	$k_п$
50	9,25	—	—	—	—
43,9	8,12	5,1	3,02	3,23	1,78
36,85	6,82	3,8	3,02	3,23	1,33
29,8	5,52	2,5	3,02	3,23	0,875

§ 4. КОЛЛЕКТОР И ЩЕТКИ

(см. гл. VI)

Число коллекторных пластин $K=51$.

Коллекторное деление принимается предварительно

$$t_к=2{,}5\ мм.$$

Толщина изоляции между пластинами

$$\Delta_к=0{,}4\ мм.$$

Ширина коллекторной пластины

$$\beta_к=t_к-\Delta_к=2{,}5-0{,}4=2{,}1\ мм.$$

Диаметр рабочей поверхности коллектора

$$D_к=\frac{t_к K}{\pi}=\frac{2{,}5\cdot 51}{3{,}14}=40{,}6\ мм.$$

Толщина заплечика пластины

$$b'_к=\frac{t'_к-d-\Delta_к}{2}=\frac{2{,}74-1{,}16-0{,}4}{2}=0{,}59\ мм,$$

здесь

$$t'_к=\frac{\pi(D_{п.\,к}-4d-1)}{K}=\frac{3{,}14\,(50-4\cdot 1{,}16-1)}{51}=2{,}74\ мм,$$

где $D_{п.\,к}$—диаметр коллектора по петушкам; обычно

$$D_{п.\,к}=D,\ \text{т. е. } D_{п.\,к}=50\ мм.$$

Окружная скорость коллектора

$$v_к=\frac{\pi D_к n}{60}=\frac{3{,}14\cdot 0{,}0406\cdot 7500}{60}=16\ м/сек.$$

Общая площадь щеточного контакта одного болта

$$S_щ=\frac{I_я}{p_щ\, j_щ}=\frac{32}{2\cdot 25}=0{,}64\ см^2,$$

где $p_щ=1\div p=1\div 2$

(принимается $p_щ=2$).

$$j_{щ\,пкр}=j_щ\sqrt{p_т}=(5\div 10)\sqrt{15{,}65}=19{,}8\div 39{,}6\ а/см^2,$$

здесь $j_щ=5\div 10\ а/см^2$;

(принимается $j_{щпкр}=25\ а/см^2$).

Ширина щетки

$$b_щ=(1{,}5\div 3)\,t_к=(1{,}5\div 3)\cdot 2{,}5=3{,}75\div 7{,}5\ мм;$$

по ГОСТ ширина щетки может быть взята $b_щ=4;\ 5;\ 6{,}5;\ 7\ мм$ (принимается ширина щетки $b_щ=5\ мм$).

По ГОСТ при ширине 5 *мм* длина щетки может быть взята $l_щ=5$; 6,5; 8; 12; 20 *мм* (принимается $l_щ=12$ *мм*).

Число щеток на один болт

$$n_щ=\frac{S_щ}{l_щ b_щ}=\frac{0,64}{1,2\cdot 0,5}=1,065, \text{ т. е. } n_щ=1,$$

Плотность тока под щеткой

$$j_щ=\frac{I_я}{p_щ l_щ b_щ n_щ}=\frac{32}{2\cdot 1,2\cdot 0,5\cdot 1}=26,65 \ a/см^2,$$

т. е. в пределах допускаемой.

Длина рабочей поверхности коллектора

$$l_к=l_щ n_щ+(n_щ-1)\,3 \ мм+5 \ мм=12\cdot 1+5=17 \ мм.$$

Ширина коммутационной зоны

$$b_{к.\,з}=b_щ \frac{D}{D_к}+\left(u_п+\varepsilon_к-\frac{a}{p}\right)t_к\frac{D}{D_к}=$$

$$=5\frac{50}{40,6}+\left(3+0,75-\frac{1}{2}\right)2,5\frac{50}{40,6}=6,16+10=16,16 \ мм.$$

Расстояние между концами полюсных башмаков (по окружности якоря)

$$\tau-b=3,93-2,48=1,45 \ см.$$

Отношение

$$\frac{b_{к.\,з}}{\tau-b}=\frac{16,16}{14,5}=1,115,$$

т. е. находится в допускаемых для электродвигателей ПКР пределах.

§ 5. НАМАГНИЧИВАЮЩАЯ СИЛА ВОЗБУЖДЕНИЯ ПРИ НАГРУЗКЕ

(см. гл. V)

$$F=F_0+F_{qd}\pm F_d\pm F_{к.т}.$$

Так как электродвигатель реверсивный, то щетки устанавливаются на геометрической нейтрали; следовательно, $F_d=0$. Н. с. $F_{к.т}$ для упрощения расчетов пренебрегаем. Для определения F_{qd} необходимо построить кривую $\Phi_{рез}=f(F)$ при номинальной нагрузке электродвигателя, т. е. при $I=I_н$. Построение этой кривой производится с помощью переходной характеристики $\Phi=f(F_\delta+F_z+F_я)$ (см. фиг. 20. 1). Определение $\Delta\Phi$ для различных значений Φ производится по уравнениям:

$$\Delta\Phi=\frac{\Delta\Phi'-\Delta\Phi''}{6},$$

$$\Delta\Phi'=\Phi-\Phi',$$

$$\Delta\Phi''=\Phi''-\Phi;$$

расчеты сведены в табл. 20. 5.

Таблица 20.5

Определение $\Phi_{рез}$ при номинальной нагрузке

$I=I_н=32$ *а*; $A=208$ *а/см*; $b=2,48$ *см*; $0,5bA=258$ *ав*

Φ	$25\cdot10^3$	$33,25\cdot10^3$	$40\cdot10^3$	$45\cdot10^3$
Φ'	$-30\cdot10^3$	$-14\cdot10^3$	$29\cdot10^3$	$41,5\cdot10^3$
Φ''	$39,25\cdot10^3$	$41,5\cdot10^3$	$44\cdot10^3$	$47,5\cdot10^3$
$\Delta\Phi'$	$55\cdot10^3$	$47,25\cdot10^3$	$11\cdot10^3$	$3,5\cdot10^3$
$\Delta\Phi''$	$14,25\cdot10^3$	$8,25\cdot10^3$	$4\cdot10^3$	$2,5\cdot10^3$
$\Delta\Phi'-\Delta\Phi''$	$40,25\cdot10^3$	$39\cdot10^3$	$7\cdot10^3$	$1,0\cdot10^3$
$\Delta\Phi$	$6,7\cdot10^3$	$6,5\cdot10^3$	$1,165\cdot10^3$	$0,16\cdot10^3$
$\Phi_{рез}=\Phi-\Delta\Phi$	$17,2\cdot10^3$	$26,75\cdot10^3$	$38,835\cdot10^3$	$44,84\cdot10^3$

По данным табл. 20.5 наносится кривая $\Phi_{рез}=f(F_\delta+F_z+F_я)$ на тот же график, где построены переходная характеристика и характеристика холостого хода; затем строят характеристику фиг. 20.2 $\Phi_{рез}=f(F)$ путем прибавления к абсциссам характеристики $\Phi_{рез}=f(F_\delta+F_z+F_я)$ отрезков, заключенных между характеристиками переходной и холостого хода. По кривой $\Phi_{рез}=f(F)$ при $I_я=32a=\text{const}$ для номинального значения $\Phi=37,1\cdot10^3$ *мксв* (что соответствует $E=18,9$ *в*) определяют полную н. с. возбуждения при нагрузке — $F=F_0+F_{qd}$.

По кривой фиг. 20.2

$$F=407 \text{ ампер-витков.}$$

Обмотка возбуждения. Число витков на один полюс

$$w'_{в.п}=\frac{1,1F2}{I}=\frac{1,1\cdot470\cdot2}{32}=32,3 \text{ витка.}$$

Принимается

$$w'_{в.п}=32.$$

Сечение меди обмотки возбуждения

$$S_{в.п}=\frac{I}{j_{в.пкр}}=\frac{32}{12}=2,67 \text{ мм}^2,$$

где

$$j_{в.пкр}=j_в\sqrt{p_т}=(3\div5)\sqrt{15,65}=11,85\div19,75 \text{ а/мм}^2$$

(здесь $j_в=3\div5$ *а/мм²* — для машин с естественным охлаждением). Принимается $j_{в\,пкр}=12$ *а/мм²*.

По табл. П. 1.5 приложения определяется размер провода марки ПЭВП

$$S_{в.п}=2,82 \text{ мм}^2 \ \frac{0,83\cdot3,53 \text{ голый}}{0,92\cdot3,62 \text{ изолированный}}.$$

Катушка выполняется транспонированной, выводы располагаются с торцов катушки.

Число проводников по высоте катушки

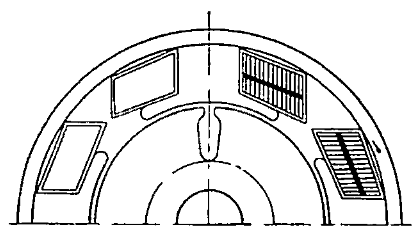
$$N_h=2.$$

Число проводников по ширине катушки

$$N_a=\frac{w'_{в.\,п}}{N_h}=\frac{32}{2}=16.$$

Ширина катушки

$$b_к=0{,}92\cdot 16+1{,}5\ мм=14{,}7+1{,}5=16{,}3\ мм,$$



Фиг. 20. 3. Эскиз размещения катушек в корпусе двигателя.

высота катушки

$$h_к=3{,}62\cdot 2+1{,}5=7{,}24+$$
$$+1{,}5=9{,}74\ мм.$$

Размещение катушек в корпусе проверяется на эскизе (фиг. 20. 3).

Уточнение наружного диаметра электродвигателя:

$$D_{нар}=D+2\delta+2h_{п.\,н}+2h_к+2h_j+\text{допуск}=$$
$$=5+0{,}05+0{,}4+1{,}948+0{,}7+0{,}302=8{,}4\ см.$$

Средняя длина витка обмотки возбуждения

$$l_{ср.\,в}=2l_m+2b_m+\pi b_к=$$
$$=2\cdot 2{,}5+2\cdot 1{,}3+3{,}14\cdot 1{,}63=7{,}6+5{,}12=12{,}72\ см.$$

Сопротивление обмотки возбуждения в нагретом состоянии ($t=110°$ C)

$$R_{в.\,п}=\rho_t\frac{l_{ср.\,в}w'_{в.\,п}p}{S_{в.\,п}}=\frac{0{,}1272\cdot 32\cdot 2}{41{,}8\cdot 2{,}82}=0{,}069\ ом.$$

$$\left(\rho_t=\frac{1}{41{,}8}\right).$$

Падение напряжения в обмотке возбуждения при номинальном токе

$$\Delta U_{в.\,п}=32\cdot 0{,}069=2{,}22\ в.$$

Сумма падений напряжения в обмотках якоря, возбуждения и под щетками

$$\sum\Delta U=\Delta U_я+\Delta U_{в.\,п}+\Delta U_щ=2{,}74+2{,}22+1{,}6=6{,}56\ в.$$

Для принятого значения э. д. с. $E=18{,}9$ *в* допускаемое падение напряжения в обмотках муфты равно:

$$\Delta U_{м}=U-\sum \Delta U-E=27-6{,}56-18{,}9=27-25{,}46=1{,}54\ в.$$

Допустимое значение сопротивления муфты в нагретом состоянии

$$R_{м}=\frac{\Delta U_{м}}{I}=\frac{1{,}54}{32}=0{,}0481\ ом.$$

§ 6. ПРОВЕРКА КОММУТАЦИИ

(см. гл. VI)

1. Ширина коммутационной зоны была определена ранее:

$$b_{к.\,з}=16{,}16\ мм \quad и \quad \frac{b_{к.\,з}}{\tau-b}=1{,}115.$$

2. Реактивная э. д. с. в коммутируемой секции по (6. 12):

$$e_{р}=2w_{р}v_{я}A\xi l10^{-6}=2\cdot2\cdot19{,}7\cdot208\cdot5{,}73\cdot2{,}5\cdot10^{-6}=0{,}235\,в,$$

где для волновой обмотки при $p_{щ}=p$

$$w_{р}=w_{S}=2=2,$$

$$v_{я}=\frac{\pi Dn}{60}=\frac{3{,}14\cdot0{,}05\cdot7500}{60}=19{,}7\ м/сек,$$

$$\xi=0{,}4\,\pi\left(\lambda_{п}\frac{k_{\beta}}{2\beta}+\lambda_{z}\frac{k_{\beta}}{2\beta}+\lambda_{л}+\lambda_{бж}\right)=$$

$$=0{,}4\cdot3{,}14\,(1{,}532\cdot1{,}335+1{,}135\cdot1{,}335+1)=0{,}4\cdot3{,}14\cdot4{,}565=5{,}73,$$

k_{β} = из табл. 6.1 для $\beta=\frac{b_{щ}}{t_{к}}=\frac{5}{2{,}5}=2$; $u_{п}=3$ и $\varepsilon_{к}=1{,}5$ (так как данные для $\varepsilon_{к}=0{,}75$ отсутствуют):

$$k_{\beta}=5{,}33 \quad и \quad \frac{k_{\beta}}{2\beta}=\frac{5{,}33}{4}=1{,}335;$$

$$\lambda_{п}=0{,}62+\frac{2h}{3\,(d_1+d_2)}+\frac{h_{4ш}}{b_{ш}}=0{,}62+\frac{2\cdot0{,}705}{3\,(0{,}51+0{,}25)}+$$

$$+\frac{0{,}05}{0{,}17}=0{,}62+0{,}618+0{,}294=1{,}532;$$

$$\lambda_{z}=0{,}92\lg\frac{\pi t}{b_{ш}}=0{,}92\lg\frac{3{,}14\cdot0{,}925}{0{,}17}=$$

$$=0{,}92\lg17{,}1=0{,}92\cdot1{,}232=1{,}135;$$

$$\lambda_{л}=(0{,}5\div1)\,\frac{l_{лоб}}{l}=(0{,}5\div1)\,\frac{4{,}7}{2{,}5}=(0{,}5\div1)\,1{,}88=0{,}94\div1{,}88;$$

принимается $\lambda_{л}\approx1$;

$$\lambda_{бж}=0.$$

3. Э. д. с. в коммутируемой секции от поперечного поля реакции якоря

$$e_{я\,q} = 2w_р v_я l B_{я\,q} 10^{-6} = 2 \cdot 2 \cdot 19{,}7 \cdot 2{,}5 \cdot 703 \cdot 10^{-6} = 0{,}1385 в,$$

где $B_{я\,q} = 1{,}25 \dfrac{A}{1-\alpha} = 1{,}25 \dfrac{208}{1-0{,}63} = 703\ гс.$

4. Сумма э. д. с. $e_р$ и $e_{я\,q}$:

$$e_р + e_{я\,q} = 0{,}235 + 0{,}1385 = 0{,}3735\ в,$$

что не превышает допускаемой величины $(1{,}5 \div 2)\ в$.

§ 7. ВЕС АКТИВНЫХ МАТЕРИАЛОВ И К. П. Д.

(см. гл. VII)

1. Вес стали якоря.

а) Зубцы якоря—

$$G_z = 7{,}8 k_с l \left[\frac{\pi}{4}\,(D^2 - D_3^2) - F'_п z\right] 10^{-3} =$$

$$= 7{,}8 \cdot 0{,}95 \cdot 2{,}5 \left[\frac{3{,}14}{4}(5^2 - 2{,}73^2) - 0{,}4035 \cdot 17\right] 10^{-3} =$$

$$= 7{,}8 \cdot 0{,}95 \cdot 2{,}5 \cdot 6{,}9 \cdot 10^{-3} = 0{,}128\ кг,$$

где

$$F'_п = F_п + h_ш b_ш = 0{,}395 + 0{,}05 \cdot 0{,}17 = 0{,}4035\ см^2.$$

б) Спинка якоря—

$$G_я = 7{,}8 k_с l \frac{\pi}{4}\,(D_3^2 - D_{вн}^2) =$$

$$= 7{,}8 \cdot 0{,}95 \cdot 2{,}5 \frac{3{,}14}{4}(2{,}73^2 - 1{,}4^2) 10^{-3} = 0{,}0807\ кг.$$

Вес стали якоря $G_{ст.\,я}$—

$$G_{ст.\,я} = G_z + G_я = 0{,}128 + 0{,}0807 = 0{,}2087\ кг.$$

2. Вес стали статора.

а) Полюсы—

$$G_m = 7{,}8 \cdot k_с \cdot 2p\,(S_н l_н + S_m l_m)\,10^{-3} =$$

$$= 7{,}8 \cdot 0{,}95 \cdot 4\,(0{,}52 + 1{,}462)\,2{,}5 \cdot 10^{-3} = 0{,}147\ кг,$$

где

$$S_m = b_m\,(h_m - h_{m.\,н}) = 1{,}3\,(1{,}325 - 0{,}2) = 1{,}3 \cdot 1{,}125 = 1{,}462\ см^2,$$

здесь

$$h_m = \frac{D_{нар} - (D + 2\delta + 2h_j)}{2} = \frac{84 - (50 + 0{,}5 + 7)}{2} = \frac{84 - 57{,}5}{2} = 13{,}25\ мм;$$

$$S_н = \frac{1}{4}\,0{,}63\,\frac{3{,}14}{4}(5{,}45^2 - 5{,}05^2) = 0{,}52\ см^2.$$

б) Корпус —

$$G_j = 7{,}8 l_j \frac{\pi}{4}(D^2_{\text{нар}} - D^2_{j\,\text{вн}})\,10^{-3} =$$
$$= 7{,}8 \cdot 5{,}5 \frac{3{,}14}{4}(8{,}4^2 - 7{,}7^2) = 0{,}381 \ \textit{кг}.$$

Вес стали статора

$$G_{\text{стат}} = G_m + G_j = 0{,}147 + 0{,}381 = 0{,}528 \ \textit{кг}.$$

Полный вес стали

$$G_{\text{ст}} = 0{,}2087 + 0{,}528 = 0{,}7367 \ \textit{кг}.$$

3. Вес меди якоря:

$$G_{\text{м. я}} = 9{,}1 \cdot N l_{\text{ср}\frac{1}{2}} S_{\text{я}} \cdot 10^{-3} = 9{,}1 \cdot 204 \cdot 0{,}072 \cdot 1{,}0568 \cdot 10^{-3} = 0{,}1415 \ \textit{кг}.$$

4. Вес меди обмотки возбуждения:

$$G_{\text{м. п}} = 9{,}1 \cdot 2p w_{\text{п}} l_{\text{ср. п}} S_{\text{в. п}} 10^{-3} =$$
$$= 9{,}1 \cdot 4 \cdot 32 \cdot 0{,}1272 \cdot 2{,}82 \cdot 10^{-3} = 0{,}418 \ \textit{кг}.$$

Полный вес меди

$$G_{\text{м}} = G_{\text{м. я}} + G_{\text{м. п}} = 0{,}1415 + 0{,}418 = 0{,}5595 \ \textit{кг}.$$

Полный вес активных материалов

$$G_{\text{акт}} = G_{\text{м}} + G_{\text{ст}} = 0{,}5595 + 0{,}7367 = 1{,}2962 \ \textit{кг}.$$

Для двигателей с электромагнитной муфтой конструктивный коэффициент составляет обычно

$$k_{\text{к}} = 1{,}8 \div 2{,}0.$$

Полный вес электродвигателя с муфтой (приближенно)

$$G \approx 2G_{\text{акт}} \approx 2 \cdot 1{,}2962 \approx 2{,}6 \ \textit{кг}.$$

Потери и к. п. д. электродвигателя

1. Потери в меди обмотки якоря:

$$P_{\text{м. я}} = I^2 R_{\text{я}} = 32^2 \cdot 0{,}0853 = 87{,}3 \ \textit{вт}.$$

2. Потери в меди обмотки возбуждения:

$$P_{\text{м. в}} = I^2 R_{\text{в. п}} = 32^2 \cdot 0{,}069 = 70{,}8 \ \textit{вт}.$$

3. Электрические потери в щеточном контакте

$$P_{\text{щ. э}} = I \Delta U_{\text{щ}} = 32 \cdot 1{,}6 = 51{,}2 \ \textit{вт}.$$

4. Потери в стали якоря

$$P_{\text{ст}} = k w_0 k_f \left[\left(\frac{B_{z\,\text{ср}}}{10^4}\right)^2 G_z + \left(\frac{B_{\text{я}}}{10^4}\right)^2 G_{\text{я}}\right] =$$
$$= 3 \cdot 2{,}2 \cdot 8{,}12 \left[\left(\frac{19350}{10^4}\right)^2 0{,}128 + \left(\frac{11800}{10^4}\right)^2 0{,}0807\right] = 31{,}7 \ \textit{вт},$$

где $k = 3$;

w_0 берется из приложения 2; для стали Э21 толщиной 0,35 *мм*

$$w_0 = 2{,}2 \ вт/кг;$$

$$k_f = 8{,}12 \ (\text{см. фиг. 7. 1}).$$

5. Потери на трение щеток о коллектор:

$$P_{тр.\,щ} = 9{,}81 \cdot 2p_щ S_щ f_щ v_к \mu = 9{,}81 \cdot 2 \cdot 2 \cdot 0{,}325 \cdot 0{,}57 \cdot 16 \cdot 0{,}2 = 23{,}1 \ вт,$$

где $\mu = 0{,}2$, $f_щ = 0{,}57 \ кг/см^2$.

6. $\sum (P_{тр.\,п} + P_v)$ определяется приближенно как $4 \div 5\% P_н$, т. е.

$$P_{тр.\,п} + P_v \approx 20 \ вт.$$

7. Дополнительные потери:

$$P_{дэп} = 0{,}01 P_н = 0{,}01 \cdot 500 = 5 \ вт.$$

8. Потери в обмотке ЭММ:

$$P_м = I^2 R_м = 32^2 \cdot 0{,}0481 = 49{,}3 \ вт.$$

9. Сумма потерь:

$$\sum P = P_{м.\,я} + P_{м.\,в} + P_{щ.\,э} + P_{ст} + P_{тр.\,щ} + P_{тр.\,п} + P_v + P_{дэп} + P_м =$$
$$= 87{,}3 + 70{,}8 + 51{,}2 + 31{,}7 + 23{,}1 + 20 + 5 + 49{,}3 = 338{,}4 \ вт.$$

10. Мощность, потребляемая из сети при токе $I = 32$ *а*,

$$P_1 = 32 \cdot 27 = 864 \ вт.$$

11. Полезная мощность на валу электродвигателя:

$$P_2 = P_1 - \sum P = 864 - 338{,}4 = 525{,}6 \ вт.$$

12. Коэффициент полезного действия

$$\eta = \frac{P_2}{P_1} = \frac{525{,}6}{864} = 0{,}608.$$

§ 8. РАБОЧИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ — фиг. 20.4 (гл. VIII)

Расчет характеристик электродвигателя сведен в табл. 20. 6.

Вспомогательные расчеты к табл. 20.6.

1. Ток короткого замыкания электродвигателя (пусковой ток)

$$I_к = \frac{U - \Delta U_щ}{R_я + R_{в.\,п} + R_м} = \frac{27 - 3}{0{,}0853 + 0{,}069 + 0{,}0481} = \frac{24}{0{,}2024} = 118{,}5 а.$$

Кратность пускового тока

$$\frac{I_к}{I_н} = \frac{118{,}5}{32} = 3{,}7.$$

2. $\sum R = R_я + R_{в.\,п} + R_м = 0{,}0853 + 0{,}069 + 0{,}0483 = 0{,}2024$ *ом*.

3. Построение характеристик $\Phi_{рез} = f(F)$ для различных токов нагрузки производится так же, как и для номинального тока.

Расчеты кривых $\Phi_{рез} = f(F_S)$ при $I_я = \text{const}$ сведены в табл. 20. 7; кривые приведены на фиг. 20. 1, 20. 2.

Таблица 20.6

Расчет характеристик двигателя

I	a	10	20	32	50	60	118,5
$I\sum R = 0,2024I$	*в*	2,024	4048	6,48	10,12	12,15	24,0
$\Delta U_{щ}$	*в*	1,0	1,2	1,6	2,2	2,5	3,0
$\sum\Delta U = I\sum R + \Delta U_{щ}$	*в*	3,024	5,248	8,08	12,32	14,65	27
$E = U - \sum\Delta U$	*в*	23,976	21,752	18,92	14,68	12,35	0
$F_{в} = 16I_{в} = 16I$	*ампер-витки*	160	320	5125	800	960	—
$\Phi_{рез}$ (из кривой)	*мксв*	$25\cdot10^3$	$34\cdot10^3$	$38\cdot10^3$	$43\cdot10^3$	$45\cdot10^3$	—
$n = \frac{60aE10^8}{pN\Phi_{рез}} = 0.147\cdot10^8\frac{E}{\Phi_{рез}}$	об/мин	14100	9400	7320	5015	4025	0
$f = \frac{pn}{60}$	*гц*	470	313	244	167,5	134,5	—
k_f		18,5	11,0	7,7	4,7	3,5	
$B_{\delta} = \frac{\Phi_{рез}}{\alpha\tau l} = \frac{\Phi_{рез}}{6,2}$	*гс*	4030	5480	6130	7260	6860	—
$B_{z\ ср} = k_{z\ ср}B_{\delta} = 3.23B_{\delta}$	*гс*	13050	17700	19800	22400	23450	—
$B_{я} = \frac{\Phi_{рез}}{2h_{я}lk_{с}} = \frac{\Phi_{рез}}{3,15}$	*гс*	7950	10800	12050	13650	14250	—
$P_{ст} = 6,6k_f\,[B_z^2 0,128 + B_a^2 0,0807]\,10^{-4}$	*вт*	32,8	35,8	31,3	24,5	20,0	—
$P_{м.я} + P_{м.в} + P_{м} = I^2 0,2024$	*вт*	20,24	80,96	206,5	504	730	2845
$P_{щ.э} = \Delta U_{щ}I$	*вт*	10	24,0	51,2	110	150	355
$P_{тр.щ} \approx 0.00308n$	*вт*	43,5	29	22,5	15,45	12,4	—
$P_{тр.п} + P_v^*$	*вт*	38,5	26	20	3,7	11	—
$P_{доп}$	*вт*	1	2,5	5	8,55	9,7	—
$P_1 = UI$	*вт*	270	540	864	1350	1620	3200
$\sum P$	*вт*	146,04	198,26	336,5	676,2	933,1	3200

* Приближенно принято $P_{тр.п} + P_v \approx (P_{тр.п} + P_v)_{P=P_{н}}\frac{n}{n_{н}} = 0{,}04P_{н}\frac{n}{n_{н}}$,

$$P_{доп} \approx 0{,}01P_{н}\left(\frac{I}{I_{н}}\right)^2\frac{n}{n_{н}}.$$

Продолжение

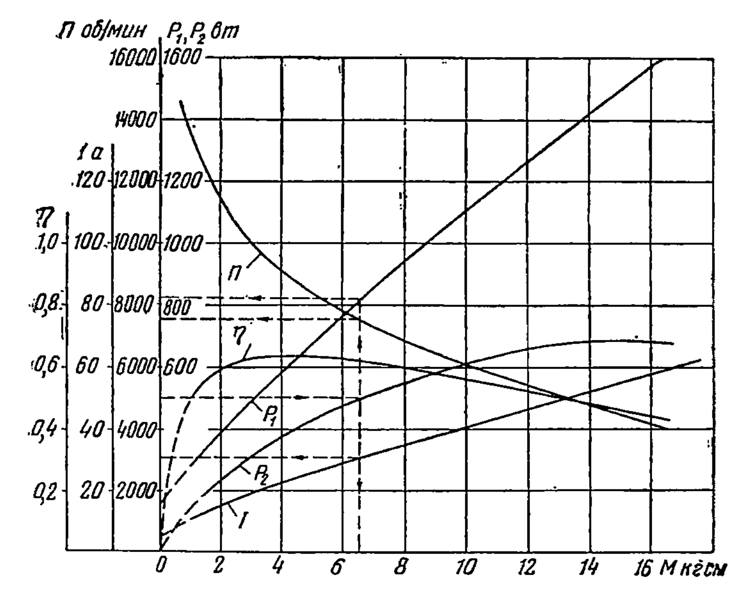
I	a	10	20	32	50	60	118,5
$P_2 = P_1 - \sum P$	*вт*	123,96	341,74	527,5	673,8	686,9	0
$M = \frac{P_2 10^2}{1{,}028n}$	*кГсм*	0,853	3,54	7,0	13,05	16,6	—
$\eta = \frac{P_2}{P_1}$		0,46	0,6325	0,612	0,5	0,425	—

Таблица 20.7

Определение $\Phi_{рез}$ при различных нагрузках

Φ	$25 \cdot 10^3$	$33{,}25 \cdot 10^3$	$40 \cdot 10^3$	$45 \cdot 10^3$
$I=10$ *a*; $A=65$ *а/см*; $0{,}5bA=0{,}5 \cdot 2{,}48 \cdot 65=80{,}6$ *ампер-витка*				
Φ'	5,5	27,0	38,25	44
Φ''	32,5	36,75	41,5	45,75
$\Delta\Phi'$	19,5	6,25	1,75	1,0
$\Delta\Phi''$	7,5	3,5	1,5	0,75
$\Delta\Phi' - \Delta\Phi''$	12	2,75	0,25	0,25
$\Delta\Phi$	2,0	0,46	0,0417	0,0417
$I=20$ *a*; $A=130$ *а/см*; $0{,}5bA=0{,}5 \cdot 2{,}48 \cdot 130=161{,}2$ *ампер-витка*				
Φ'	—12,5	8,5	34,75	43,0
Φ''	36,25	39,25	43	46,5
$\Delta\Phi'$	37,5	24,75	5,25	2,0
$\Delta\Phi''$	11,25	6,0	3,0	1,5
$\Delta\Phi' - \Delta\Phi''$	26,25	18,75	2,25	0,5
$\Delta\Phi$	4,37	3,13	0,375	0,0833
$I=50$ *a*; $A=325$ *а/см*; $0{,}5bA=0{,}5 \cdot 2{,}48 \cdot 325=403$ *ампер-витка*				
Φ'	—37,5	—33,5	—2	38
Φ''	44	43,5	45,75	49
$\Delta\Phi'$	62,5	66,75	42	7,0
$\Delta\Phi''$	19	10,25	5,75	4,0
$\Delta\Phi' - \Delta\Phi''$	43,5	56,5	36,25	3
$\Delta\Phi$	7,25	9,4	6,05	0,5
$I=60$ *a*; $A=390$ *а/см*; $0{,}5bA=483$ *ампер-витка*				
Φ'	—39,5	—37	—21,75	35
Φ''	43,5	44,5	46,5	49,25
$\Delta\Phi'$	64,5	70,25	61,75	10
$\Delta\Phi''$	18,5	11,25	6,5	4,25
$\Delta\Phi' - \Delta\Phi''$	46	59	55,25	5,75
$\Delta\Phi$	7,67	9,85	9,2	0,96

Ф	$25 \cdot 10^3$	$33,25 \cdot 10^3$	$40 \cdot 10^3$	$45 \cdot 10^3$
$I=118,5$ *а*; $A=770$ *а/см*; $0,5bA=955$ *ампер-витков*				
Ф′	—46,5	—45	—42,5	—35
Ф″	48	49	50	52
ΔФ′	71,5	78,25	82,5	80
ΔФ″	23	15,75	10,0	7,0
ΔФ′—ΔФ″	48,5	62,5	72,5	73
ΔФ	8,1	10,4	12,1	12,2



Фиг. 20.4. Рабочие характеристики двигателя.

Рабочие характеристики электродвигателя приведены на фиг. 20.4. По кривым значению $P_2=500$ *вт* соответствует $n=$ $=7500$ об/мин, $I=30,5$ *а*, $\eta=0,62$.

4. Кратность пускового момента

$$m_п \approx m_{к.э} = \frac{Ф_к I_к}{Ф I_н} = \frac{42,5 \cdot 10^3 \cdot 118,5}{38 \cdot 10^3 \cdot 30,5} = 4,35,$$

где $Ф_к$ и Ф определяются соответственно из кривых

$$Ф_{рез} = f(F) \text{ при } I = I_к = \text{const и } I = I_н = \text{const для}$$

$$F = I_к \frac{w'_{в.п}}{2} = 118,5 \cdot 16 = 1900 \text{ ав}$$

и

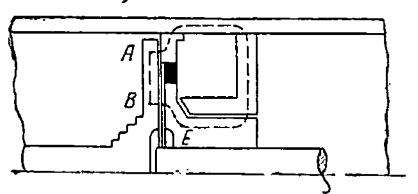
$$F = I_н \frac{w'_{в.п}}{2} = 30,5 \cdot 16 = 488 \ ав;$$

$$\Phi_к = 42,5 \cdot 10^3 \ мксв; \ \Phi = 38 \cdot 10^3 \ мксв.$$

§ 9. РАСЧЕТ ЭЛЕКТРОМАГНИТНОЙ МУФТЫ СЦЕПЛЕНИЯ—ТОРМОЖЕНИЯ

(см. гл. IX)

Предварительно принимаются следующие размеры электромагнитной муфты (на фиг. 20.5 дан эскиз магнитной цепи муфты в масштабе):



Фиг. 20.5. Эскиз магнитной цепи электромагнитной муфты сцепления—торможения двигателя.

1. Наружный диаметр корпуса муфты $D_{м.нар} = 82$ *мм*.
2. Внутренний диаметр корпуса муфты $D_{м.вн} = 74$ *мм*.
3. Рабочие зазоры:

$\delta_1 = 0,35$ *мм*,

$\delta_2 = 0,35$ *мм*.

Нерабочие (паразитные) зазоры:

а) между сердечником и корпусом $\delta_{п2} = 0,25$ *мм*,

б) между поюсом корпуса муфты и средечником $\delta_{п1} = 0,15$ *мм*,

в) между фланцем корпуса муфты и корпусом $\delta_{п3} = 0,025$ *мм*.

4. Наружный диаметр якорька муфты $D_{як} = 71$ *мм*.
5. Толщина немагнитного кольца $\Delta_{к.м} = 5$ *мм*.
6. Внутренний диаметр сердечника $D_{вн.с} = 24$ *мм*.

Определение размеров немагнитного кольца. Так как необходимо, чтобы $S_{к.н} = S_{к.вн}$, то

$$D^2_{як} - D^2_{к.н} = D^2_{к.вн} - D^2_{вн.с}.$$

Здесь $D_{к.н}$ и $D_{к.вн}$ — соответственно наружный и внутренний диаметры немагнитного кольца.

Поскольку $D_{к.вн} = D_{к.н} - 2\Delta_{к.м}$ или $D_{к.вн} = D_{к.н} - 10$ *мм*, то, принимая во внимание размеры $D_{як}$ и $D_{вн.с}$, которыми уже задались, имеем:

$$71^2 - D^2_{к.н} = (D_{к.н} - 10)^2 - 24^2.$$

Решая это уравнение относительно $D_{к.н}$, получим:

$$D_{к.н} = 5 \pm 52,7 \ мм$$

или

$$D_{к.н} = 57,7 \ мм,$$

тогда

$$D_{к.вн} = 47,7 \ мм,$$

Площади рабочих поверхностей муфты сцепления

$$S_{\text{к. н}}=\frac{3,14}{4}\ (7,1^2-5,77^2)=13,55\ мм^2,$$

$$S_{\text{к. вн}}=\frac{3,14}{4}\ (4,77^2-2,4^2)=13,25\ мм^2.$$

Средний радиус муфты сцепления

$$r_{\text{сц}}=\frac{D_{\text{як}}+D_{\text{к. н}}}{4}=\frac{71+57,7}{4}=32,175\ мм.$$

Размеры тормозного кольца муфты торможения предварительно принимаются: $D_{\text{т. н}}=71$ *мм*, $D_{\text{т. вн}}=55$ *мм*.

Средний радиус муфты торможения

$$r_{\text{т}}=\frac{D_{\text{т. н}}+D_{\text{т. вн}}}{2}=\frac{71+55}{4}=31,5\ мм.$$

Остальные размеры магнитной цепи муфты предварительно выбираются следующими:

а) толщина фланца сердечника $h_{\text{с}}=4$ *мм*;

б) толщина фланца корпуса муфты $h_{\text{м}}=5$ *мм*;

в) толщина якорька $h_{\text{як}}=4$ *мм*;

г) наружный диаметр полюса муфты $D_{\text{н. м}}=40$ *мм*;

д) внутренний диаметр полюса муфты $D_{\text{вн. м}}=30$ *мм*;

е) высота окна катушки $h_{\text{о}}=20$ *мм*.

Усилие пружин муфты торможения

$$N_{\text{т}}=\frac{M_{\text{т}}}{\mu_{\text{т}} r_{\text{т}}}=\frac{13}{0,3\cdot 3,15}=13,75\ кг.$$

Нормальная сила на поверхности муфты сцепления

$$N_{\text{сц}}=\frac{M_{\text{сц}}}{\mu_{\text{сц}} r_{\text{сц}}}=\frac{20}{0,15\cdot 3,2175}=41,5\ кг.$$

Усилие трогания $f_{\text{сц}}\geqslant N_{\text{т}}$, $f_{\text{сц}}\geqslant 13,75$ *кг*.

Усилие, развиваемое электромагнитом муфты, $f_{\text{сц}}=N'_{\text{т}}+N_{\text{сц}}$.

Предварительно принимается

$$N'_{\text{т}}=1,1N_{\text{т}}=1,1\cdot 13,75=15,15\ кг,$$

$$f_{\text{с}}=15,15+41,5=56,65\ кг.$$

Усилие холостого хода

$$N'_{\text{х. х}}=N'_{\text{т}}+\frac{M_{\text{п. р}}}{\mu_{\text{сц}} r_{\text{сц}}}=15,15+\frac{1,2}{0,15\cdot 3,2175}=17,29\ кг,$$

где момент потерь в редукторе

$$M_{\text{п. р}}=1{,}2\ кгсм.$$

Расчет магнитной цепи муфты.

Определение величины магнитного потока $\Phi_м$ в воздушном зазоре, необходимого для создания требуемого усилия:

$$\Phi_{м}=\sqrt{\frac{24{,}65 f S_{\text{к. н}} S_{\text{к. вн}}}{S_{\text{к. н}}+S_{\text{к. вн}}}}\ 10^3\ [мксв],$$

а так как

$$S_{\text{к. н}} \approx S_{\text{к. вн}}=S,$$

то

$$\Phi_{м}=\sqrt{\frac{24{,}65 f S}{2}}\ 10^3\ [мксв]$$

и при $S \approx 13{,}45\ см^2$ $\Phi_м=12{,}8\sqrt{f}\,10^3$ $[мксв]$ (табл. 20. 8).

Таблица 20.8

Магнитные потоки муфты в различных режимах

	f *кг*	Φ *мксв*
Включение	13,75	$47{,}7\cdot10^3$
Сцепление	56,65	$96{,}7\cdot10^3$
Удерживание	17,3	$53{,}5\cdot10^3$

Расчет намагничивающих сил, необходимых для образования каждого из вычисленных выше потоков, сведен в табл. 20. 9.

Магнитная цепь муфты выполнена из ст. 10.

Вспомогательные расчеты к табл. 20. 9.

1. Определение величин потоков в различных сечениях сердечника и якорька.

Для простоты расчетов с достаточной точностью можно считать индукцию в воздушном зазоре постоянной по всей длине радиуса якорька. Тогда значения потоков в сечениях *А, Б, В, Г, Д, Е* (см. фиг. 20. 5) определяются: $\Phi_А=B_{\delta\,м}S_А$; $\Phi_Б=B_{\delta\,м}S_Б$; $\Phi_В=B_{\delta\,м}S_В$ и т. д. (табл. 20. 10),

где

$$S_А=\frac{\pi}{4}\,(D^2_{як}-D^2_А)=\frac{3{,}14}{4}(7{,}1^2-6{,}4^2)=6{,}28\ см^2;$$

$$S_Б=S=13{,}45\ см^2,$$

$$S_В=\frac{\pi}{4}\,(D^2_В-D^2_{вн.\,як})=\frac{3{,}14}{4}\,(3{,}6^2-2{,}4^2)=5{,}68\ см^2,$$

$$S_Г = \frac{\pi}{4}(D^2_{к.\,вн} - D^2_Г) = \frac{3,14}{4}(4,77^2 - 3,6^2) = 7,62\ см^2,$$

$$S_Д = \frac{\pi}{4}(D^2_{к.\,вн} - D^2_Д) = \frac{3,14}{4}(4,77^2 - 3^2) = 10,75\ см^2,$$

$$S_Е = \frac{\pi}{4}(D^2_{к.\,вн} - D^2_Е) = \frac{3,14}{4}(4,77^2 - 2,6^2) = 12,5\ см^2.$$

Здесь $D_А$, $D_В$, $D_Г$, $D_Д$, $D_Е$ и др. размеры определяются из чертежа: $D_{як} = 7,1\ см$, $D_А = 6,4\ см$, $D_В = 3,6\ см$, $D_{вн.\,як} = 2,4\ см$, $D_{к.\,вн} = 4,77\ см$, $D_Г = 3,6\ см$; $D_Д = 3\ см$; $D_Е = 2,6\ см$.

2. Сечение полюса муфты

$$S_{пол.\,м} = \frac{3,14}{4}(4^2 - 1,2^2) = 11,42\ см^2.$$

3. Сечение корпуса $S_к = \frac{3,14}{4}(8,2^2 - 7,4^2) = 9,6\ см^2.$

Обмотка возбуждения муфты. Из табл. 20.9 имеем:
н. с. трогания $F_{вк} = 384,165\ ав$,
н. с. удерживания $F_у = 224,4\ ав$,
н. с. сцепления $F_{сц} = 534\ ав$.
Число витков обмотки муфты (возбуждение последовательное):

$$w'_м = \frac{F_у}{I_{х.\,х}} = \frac{224,4}{12} = 18,7,$$

$$w''_м = \frac{F_{сц}}{I_{сц}} = \frac{534}{70} = 7,65,$$

$$w'''_м = \frac{F_{вк}}{I_к} = \frac{384,165}{118,5} = 3,25,$$

где значения токов $I_{х.\,х}$, $I_{сц}$ и $I_к$ берутся из характеристик двигателя,

$$при\ M = M_{пр} = 1,2\ кгсм - I_{х.\,х} = 12\ а,$$

$$при\ M = M_{сц} = 20\ кгсм - I_{сц} \approx 70\ а.$$

$$I_к = 118,5\ а.$$

Принимается с запасом $w_м = 20$ витков.
Средняя длина витка обмотки муфты

$$l_{ср.\,м} = \pi D_{ср.\,м} = 3,14 \cdot 57 = 0,179\ м,$$

где

$$D_{ср.\,м} = \frac{74 + 40}{2} = 57\ мм.$$

Название участка	D см	h см	S $см^2$	k_σ	Ф мксв Включ.	Ф мксв Удерж.	Ф мксв Сцепл.	B гс Включ.	B гс Удерж.	B гс Сцепл.
Рабочие зазоры										
1			13,45	1,0	47700	53500	96700	3540	3980	7200
2			13,45	1,0	47700	53500	96700	3540	3980	7200
Внешиее кольцо сердечника	6,4	0,6	12,05	1,05	50000	56200	102000	4150	4650	8450
	7,4/5,77		13,45	1,0	47700	53500	96700	3550	4000	7200
Корпус	8,2/7,4		9,6	1,15	55000	61500	111000	5750	6400	10500
Фланец	7,4		11,62					4920	5520	10000
корпуса	5,5	0,5	8,63	1,2	57200	64200	116000	6620	7400	13450
муфты	3,6		5,65					10100	11350	20500
Полюс муфты	4,0/1,2		11,42	1,15	55000	61500	111000	4800	5350	9750
Виутреинее кольцо сердечника	Г 3,6	0,4	4,53	1,05	28300	31800	57500	6250	7000	12700
	Д 3,0	0,6	5,66	1,05	40000	45000	81200	7070	7950	14350
	Е 2,6	0,6	4,9	1,05	44300	52250	94500	9000	10650	19250
Якорь	А 6,4		8,03	1	22250	25000	45250	2770	3110	5630
	Б 5,0	0,4	6,28	1	47700	53500	96700	7600	8500	15400
	В 3,6		4,52	1	20100	22600	40800	4450	5000	9050
Нерабочие зазоры										
3	7,4	0,5	11,95	1,2	57900	64200	116000	4920	5520	10000
2	7,4	0,6	13,96	1,05	50000	56200	102000	4100	4600	8320
1	3,0	2,5	23,55	1,15	55000	61500	111	2340	2610	4700
Полная и. с. цепи										

Таблица 20. 9

цепи муфты

H ампер-витки/см			*H*ср ампер-витки/см			*L*ср см		*F* ампер-витки		
Включ.	Удерж.	Сцепл.	Включ.	Удерж.	Сцепл.	Включ.	Сцепл. удерж.	Включ.	Удерж.	Сцепл.
						0,035	0,0025	99	7,95	14,4
						0,045	0,01	127,5	39,75	72,1
2,21	2,38	4,3				0,6				
2,07	2,18	3,48	2,14	2,28	3,89			1,285	1,365	2,33
2,8	3,08	6,2				2,9		8,11	8,92	18,0
2,5	2,7	5,7								
3,2	3,6	11,7	3,52	4,07	42	2,1		7,4	8,55	88,2
5,8	7,28	200								
2,45	2,63	6,53				2,1		5,15	5,52	13,7
3,03	3,38	9,2								
3,43	3,95	18,6	3,58	4,27	35,9	1,0		3,58	4,27	35,9
4,72	6,38	132								
1,91	1,99	2,75								
3,73	4,35	29,2	3,25	3,65	20,75	1,6		5,2	5,83	33,2
2,68	2,5	4,76								
						0,0025		9,84	11,04	20,0
						0,025		82,0	92	166,4
						0,015		35,1	39,2	70,5
								384,165	224,395	534,73

Таблица 20.10

Определения магнитных потоков в различных сечениях электромагнита муфты

	$S_А$	$S_Б$	$S_В$	$S_Г$	$S_Д$	$S_Е$
Сечения в *см*²	6,28	13,3	5,68	7,62	10,75	12,5
Потоки в *мксв*	$Ф_А$	$Ф_Б$	$Ф_В$	$Ф_Г$	$Ф_Д$	$Ф_Е$
Включение; $B_\delta=3540$	22250	47700	20100	27000	44250	38000
Сцепление; $B_\delta=3980$	25000	53500	22600	30300	49800	42800
Удерживание; $B_\delta=$ $=7200$	45200	96700	40800	54800	90000	77300

Сечение провода обмотки муфты определится из допустимого значения сопротивления обмотки муфты $R_м=0{,}0481$ *ом*, т. е.

$$S_м=\rho_t\,\frac{l_{ср.\,м}w_м}{R_м}=\frac{0{,}179\cdot 20}{41{,}8\cdot 0{,}0481}=1{,}775\ мм^2,$$

где

$$\rho_t=41{,}8\,(t_{обм}=110^\circ\ C).$$

Из табл. П. 1. 4 $S_м=1{,}767\ мм^2,\ \frac{d}{d_{из}}=\frac{1{,}5}{1{,}61}$ ПЭВ-2.

Плотность тока $j_м=\frac{32}{1{,}767}=18{,}1$, т. е. не превышает допустимую.

Необходимое сечение окна катушки муфты

$$Q_м=d^2_{из}w_м+2d^2_{м.\,пр}=1{,}61^2\cdot 20+2\cdot 3{,}5^2=52+24{,}3=76{,}3\ мм^2,$$

где $d_{м.\,пр}$ — диаметр изолированного монтажного провода ЛПЛ-2, $d_{м.\,пр}=3{,}5\ мм^2$.

Ширина окна катушки $b_0=\frac{D_{м.\,вн}-D_{н.\,м}}{2}=\frac{74-40}{2}=17\ мм.$

Необходимая высота окна

$$h_0=\frac{Q}{b_0-\Delta_{из.\,к}}+3{,}5\ мм=\frac{76{,}3}{17-1{,}5}+3{,}5=4{,}9+3{,}5=8{,}4\ мм,$$

$$h_0\approx 9\ мм.$$

Задавались $h_0=20$ *мм*, следовательно, длину полюса муфты можно сократить на 10 *мм*. Однако из конструктивных соображений длина сердечника не может быть меньше 15 *мм*, принимается $h_0=$ $=15$ *мм*).

Сопротивление обмотки муфты при $t_{обм}=110^\circ$ C

$$R_м=\frac{0{,}179\cdot 20}{41{,}8\cdot 1{,}767}=0{,}0485\ ом.$$

ПРИЛОЖЕНИЯ

ПРИЛОЖЕНИЕ 1

ОБМОТОЧНАЯ МЕДЬ

Классификация обмоточных проводов

ПЭЛШО — изолированный лакостойкой эмалью и одним слоем обмотки из натурального шелка.
ПЭЛШКО — изолированный лакостойкой эмалью и одним слоем обмотки из шелка капрон.
ПЭЛШД — изолированный лакостойкой эмалью и двумя слоями обмотки из натурального шелка.
ПЭЛШКД — изолированный лакостойкой эмалью и двумя слоями обмотки из шелка капрон.
ПЭЛБО — изолированный лакостойкой эмалью и одним слоем обмотки из хлопчатобумажной пряжи.
ПЭЛКО — изолированный лакостойкой эмалью и одним слоем обмотки из утолщенного шелка капрон.
ПЭЛБД — изолированный лакостойкой эмалью и двумя слоями обмотки из хлопчатобумажной пряжи.
ПЭЛБТ — изолированный лакостойкой эмалью и одним слоем обмотки из подклеенной телефонной бумаги.
ПЭЛБВ — изолированный лакостойкой эмалью и одним слоем обмотки из подклеенной длинноволокнистой бумаги.
ПШД — изолированный двумя слоями обмотки из натурального шелка.
ПШКД — изолированный двумя слоями обмотки из шелка капрон.
ПБО — изолированный одним слоем обмотки из хлопчатобумажной пряжи.
ПБД — изолированный двумя слоями обмотки из хлопчатобумажной пряжи.
ПБОО — изолированный одним слоем обмотки из хлопчатобумажной пряжи и в оплетке из хлопчатобумажной пряжи.
ПБ — изолированный несколькими слоями обмотки из телефонной или кабельной бумаги.
ПББО — изолированный несколькими слоями обмотки из кабельной или телефонной бумаги и открытой спиралью из хлопчатобумажной пряжи.
ПЭВ-1 — изолированный высокопрочной эмалью, однослойный.
ПЭВ-2 — изолированный высокопрочной эмалью, двухслойный.
ПЭЛ — эмалированный лакостойкий.
ПЭЛУ — эмалированный лакостойкий с утолщенной изоляцией.
ПЭТ — эмалированный лакостойкий с повышенной теплостойкостью.
ПЭТСО — изолированный эмалью и одним слоем обмотки из бесщелочного стекловолокна с подклейкой и пропиткой теплостойким лаком. Провод предназначается для работы при температуре от —60° до +125° С.
ПСД — изолированный двумя слоями обмотки из бесщелочного стекловолокна с подклейкой и пропиткой теплостойким лаком. Провод предназначается для работы при температуре от —60° до +150° С.
ПДА — изолированный одним слоем дельта-асбестовой изоляции с подклейкой и пропиткой теплостойким лаком. Провод предназначается для работы при температуре от —60° до +130° С.
ПЭВП — изолированный высокопрочной эмалью, прямоугольный.

Номинальные размеры a и b и расчетные

b \ a	0,83	0,9	1,0	1,08	1,16	1,25	1,35	1,45	1,56	1,68	1,81	1,95	2,10
2,10	—	1,82	1,89	2,06	2,23	2,42	2,63	2,84	3,07	3,32	3,59	—	3,92
2,26	—	1,96	2,05	2,23	2,41	2,62	2,84	3,07	3,32	3,59	3,83	—	—
2,44	—	2,13	2,23	2,43	2,62	2,84	3,08	3,33	3,60	3,89	4,21	4,55	4,64
2,63	—	2,30	2,42	2,63	2,84	3,08	3,34	3,60	3,80	4,21	4,55	4,92	5,04
2,83	—	2,48	2,62	2,85	3,07	3,33	3,61	3,89	4,20	4,54	4,91	5,31	5,46
3,05	—	—	2,84	3,08	3,33	3,60	3,91	4,21	4,55	4,91	5,31	5,74	5,93
3,28	—	—	3,07	3,33	3,60	3,89	4,22	4,55	4,91	5,30	5,73	6,19	6,41
3,53	2,82	—	3,32	3,60	3,89	4,20	4,56	4,91	5,30	5,72	6,18	6,67	6,93
3,8	—	3,3	3,59	3,89	4,20	4,54	4,92	5,30	5,72	6,17	6,67	7,20	7,50
4,1	—	—	3,89	4,22	4,55	4,92	5,33	5,74	6,19	6,68	7,21	7,79	8,13
4,4	—	—	4,19	4,54	4,89	5,29	5,73	6,17	6,65	7,18	7,75	8,37	8,76
4,7	—	—	4,49	4,87	5,24	5,67	6,14	6,61	7,12	7,79	8,30	8,96	9,39
5,1	—	—	4,89	5,30	5,71	6,17	6,88	7,19	7,75	8,36	9,02	9,74	10,20
5,5	—	—	5,29	5,73	6,17	6,67	7,22	7,77	8,37	9,03	9,75	10,50	11,10
5,9	—	—	5,69	6,16	6,63	7,17	7,76	8,35	8,99	9,70	10,50	11,30	11,90
6,4	—	—	6,19	6,70	7,21	7,79	8,43	9,07	9,77	10,60	11,40	12,30	12,90
6,9	—	—	6,69	7,24	7,79	8,42	9,11	9,79	10,60	11,40	12,30	13,30	14,00
7,4	—	—	7,19	7,78	8,37	9,04	9,78	10,50	11,30	12,60	13,30	14,20	15,00
8,0	—	—	7,79	8,43	9,07	9,79	10,60	11,40	12,30	13,20	14,40	15,40	16,30
8,6	—	—	8,39	9,08	9,77	10,60	11,40	12,30	13,20	14,20	15,50	16,60	17,60
9,3	—	—	—	—	—	—	12,40	13,30	14,30	15,40	16,60	17,90	19,00
10,0	—	—	—	—	—	—	—	—	15,40	16,60	17,90	19,30	20,5
10,8	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	19,30	20,90	22,2
11,6	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	23,9
12,5	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	25,8
13,5	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
14,5	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—

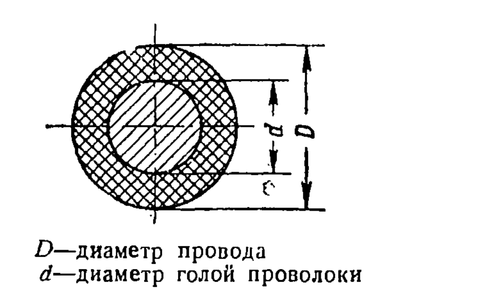
Примечание. Расчетные сечения даны с учетом закругления углов

сечения S меди обмоточной прямоугольной

2,26	2,44	2,63	2,83	3,05	3,28	3,53	3,80	4,10	4,40	4,70	5,10	5,50	
—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	2,10
4,63	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	2,61
—	5,37	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	2,44
5,48	5,94	6,44	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	2,63
5,92	6,43	6,92	7,53	—	—	—	—	—	—	—	—	—	2,83
6,41	6,96	7,54	8,15	8,72	—	—	—	—	—	—	—	—	3,05
6,93	7,52	8,15	8,80	9,52	10,30	—	—	—	—	—	—	—	3,28
7,50	8,13	8,80	9,51	10,30	11,10	12,00	—	—	—	—	—	—	3,53
8,11	8,79	9,51	10,30	11,10	12,00	—	13,90	—	—	—	—	—	3,8
8,79	9,52	10,30	11,10	12,00	13,00	14,00	15,10	15,90	—	—	—	—	4,1
9,46	10,20	11,10	12,00	12,90	13,90	15,00	16,20	17,10	18,50	—	—	—	4,4
10,10	11,00	11,90	12,80	13,80	14,90	16,10	17,40	18,40	—	20,8	—	—	4,7
11,00	11,90	12,90	13,90	15,10	16,20	17,50	18,90	20,0	21,5	—	25,1	—	5,1
11,90	12,90	14,60	15,10	16,30	17,50	18,90	20,4	21,7	23,3	25,0	—	—	5,5
12,80	13,90	15,00	16,20	17,50	18,90	20,3	21,9	23,3	25,1	26,8	29,2	—	5,9
14,00	15,10	16,30	17,60	19,00	20,5	22,1	23,8	25,3	27,3	29,2	31,7	34,3	6,4
15,10	16,30	17,70	19,00	20,6	22,1	23,9	25,7	27,4	29,5	31,5	34,3	37,1	6,9
16,20	17,60	19,00	20,4	22,1	23,6	25,6	27,6	29,4	31,7	33,9	36,8	39,8	7,4
17,60	19,00	20,5	22,1	23,9	25,7	27,7	29,9	31,9	34,3	36,7	39,9	43,1	8,0
18,90	20,5	22,1	23,8	25,7	27,7	29,9	32,2	34,4	36,9	95,4	43,0	46,4	8,6
20,5	22,3	24,0	25,8	27,9	30,0	32,3	34,8	37,2	40,0	42,8	46,5	50,5	9,3
22,1	23,9	25,8	27,8	30,0	32,3	34,8	37,5	40,1	43,1	46,1	50,1	54,1	10,0
23,9	25,9	27,9	30,1	32,4	34,9	37,6	40,5	43,4	46,6	49,9	54,2	58,5	10,8
25,7	27,8	30,0	32,3	34,9	37,5	40,5	43,6	46,7	50,1	53,6	58,3	62,9	11,6
27,8	30,0	32,4	34,9	37,6	40,5	43,6	47,0	50,4	54,1	57,9	62,9	67,9	12,5
—	32,4	35,0	37,7	40,7	43,8	47,2	50,8	54,5	58,2	62,6	68,0	73,4	13,5
—	34,9	37,6	40,5	43,7	47,1	50,6	54,6	58,6	62,9	67,3	74,1	78,9	14,5

поперечных сечений.

Таблица П. 1.2



D—диаметр провода
d—диаметр голой проволоки

B – бо́льшая сторона сечения провода
b—бо́льшая сторона сечения голой проволоки.

мм

Марки	Круглые провода											Прямоугольные провода		
	Диаметр голой проволоки *d*											Меньшая сторона сечения голой проволоки *a*		
	0,05—0,09	0,10—0,19	0,20—0,25	0,27—0,29	0,31—0,35	0,38—0,49	0,51—0,69	0,72—0,96	1,00—1,45	1,50—2,10	2,26—5,20	0,83—1,95	2,1—3,8	4,1—5,5
	D—d											*B—b*		
ПЭЛШО ПЭЛШКО	0,07	0,075	0,09	0,10	0,105	0,11	0,115	0,125	0,135	0,155	—	—	—	—
ПЭЛШД ПЭЛШКД	—	—	—	—	—	—	—	0,19	—	—	—	—	—	—

ПЭЛБО ПЭЛКО	—	—	0,125	0,155	0,16	0,165	0,17	0,18	0,21	0,21	—	—	—	—
ПЭЛБД	—	—	—	—	—	—	—	0,28	0,33	0,33	—	—	—	—
ПЭЛБТ	—	—	—	—	—	—	—	—	0,21	0,21	—	—	—	—
ПЭЛБВ	—	—	—	—	—	—	0,12	0,125	0,14	—	—	—	—	—
ПШД ПШКД	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	0,15	—	—
ПБО	—	—	0,10	0,12	0,12	0,12	0,12	0,12	0,14	0,14	—	0,14	0,175	0,23
ПБД	—	—	0,19	0,22	0,22	0,22	0,22	0,22	0,27	0,27	0,33	0,27	0,33	0,41
ПБОО	—	—	—	—	—	—	—	—	0,85	0,85	0,85	0,88	0,88	0,88

Провода марок ПЭЛШД и ПЭЛШКД должны изготовляться с номинальным диаметром голой проволоки 0,86 *мм*.

Провода марок ПШД и ПШКД должны изготовляться с номинальными размерами голой проволоки 0,83×3,53; 0,9×2,83; 0,9×3,8; 1,0×3,8 и 1,16×3,8 *мм*.

Таблица П. 1.3

мм

Форма сечения	Номинальный диаметр голой круглой проволоки и номинальный размер прямоугольной проволоки по стороне *a*	Марка провода					
		ПЭТСО	ПСД	ПДА	ПСД	ПДА	ПДА
		D—d			*B—b*		*A—a*
Круглая	0,31—0,51	0,2	0,23	—	—		—
	0,53—0,77	0,2	0,25	—	—		—
	0,8 —0,96	0,22	0,25	—	—		—
	1,0 —1,45	0,22	0,27	0,3	—		—
	1,5 —2,1	0,24	0,27	0,3	—		—
	2,26—5,2	—	0,33	0,35	—		—
Прямоугольная	0,9 —1,95	—	—	—	0,27	0,4	0,35
	2,0 —3,8	—	—	—	0,33	0,4	0,35
	4,0 —5,5	—	—	—	0,4	0,4	0,4

Таблица П. 1.4

Номинальные диаметры и расчетные сечения меди обмоточной круглой. Максимальные диаметры изолированного провода марок ПЭЛ, ПЭТ, ПЭЛУ, ПЭВ-1 и ПЭВ-2

Номинальный диаметр по меди *мм*	Сечение *мм²*	Вес 100 *м* (без изоляции) *г*	Сопротивление 100 *м* *ом*	Длина на 1 *ом* *м*	Максимальный диаметр $d_{из}$ изолированного провода			
					ПЭЛ ПЭТ	ПЭЛУ	ПЭВ-1	ПЭВ-2
0,05	0,00196	1,75	892	0,112	0,065	0,075	—	—
0,06	0,00283	2,52	618	0,162	0,075	0,085	0,085	0,09
0,07	0,00385	3,43	454	0,220	0,085	0,095	0,095	0,1
0,08	0,00503	4,48	348	0,287	0,095	0,105	0,105	0,11
0,09	0,00636	5,67	275	0,264	0,105	0,115	0,115	0,12
0,10	0,00785	7,0	223	0,448	0,120	0,135	0,125	0,13
0,11	0,00950	8,5	184	0,543	0,130	0,145	0,135	0,14
0,12	0,01131	10,1	155	0,645	0,140	0,155	0,145	0,15
0,13	0,0133	11,8	132	0,758	0,150	0,165	0,155	0,16
0,14	0,0154	13,7	114	0,877	0,160	0,175	0,165	0,17
0,15	0,0177	15,8	98,8	1,01	0,170	0,185	0,18	0,19
0,16	0,0201	17,9	87,6	1,15	0,180	0,195	0,19	0,20
0,17	0,0227	20,2	77,0	1,30	0,190	0,205	0,20	0,21
0,18	0,0255	22,7	68,6	1,46	0,20	0,215	0,21	0,22
0,19	0,0284	25,3	61,6	1,62	0,210	0,225	0,22	0,23
0,20	0,0314	28,0	55,7	1,80	0,225	0,240	0,23	0,24
0,21	0,0346	30,9	50,6	1,98	0,235	0,250	0,24	0,25
0,23	0,0415	37,0	42,3	2,37	0,225	0,27	0,27	0,28

Номинальный диаметр по меди *мм*	Сечение *мм²*	Вес 100 *м* (без изоляции) *г*	Сопротивление 100 *м* *ом*	Длина на 1 *ом* *м*	Максимальный диаметр $d_{из}$ изолированного провода			
					ПЭЛ ПЭТ	ПЭЛУ	ПЭВ-1	ПЭВ-2
0,25	0,0491	43,8	35,6	2,81	0,275	0,29	0,29	0,30
0,27	0,0573	51,0	30,6	3,27	0,31	0,33	0,31	0,32
0,29	0,0661	58,9	26,5	3,77	0,33	0,35	0,33	0,34
0,31	0,0755	67,3	23,2	4,31	0,35	0,37	0,35	0,36
0,33	0,0855	76,2	20,5	4,88	0,37	0,39	0,37	0,38
0,35	0,0962	85,7	18,2	5,49	0,39	0,41	0,39	0,41
0,38*	0,1134	101,0	15,5	6,45	0,42	0,44	0,42	0,44
0,41	0,1320	118,0	13,3	7,52	0,45	0,47	0,45	0,47
0,44	0,1521	136,0	11,5	8,7	0,49	0,51	0,48	0,50
0,47	0,1735	155,0	10,1	9,9	0,52	0,54	0,51	0,53
0,49	0,1886	168,0	9,26	10,8	0,54	0,56	0,53	0,55
0,51	0,2043	182,0	8,59	11,6	0,56	0,58	0,56	0,58
0,53	0,2206	196,0	7,93	12,6	0,58	0,60	0,58	0,60
0,55	0,2376	212,0	7,35	13,6	0,60	0,62	0,60	0,62
0,57	0,2552	227,0	6,89	14,5	0,62	0,64	0,62	0,64
0,59	0,2734	243	6,43	15,5	0,64	0,66	0,64	0,66
0,62	0,3019	269	5,82	17,3	0,67	0,69	0,67	0,69
0,64	0,3217	288	5,44	18,4	0,69	0,71	0,69	0,72
0,67	0,3526	314	4,98	20,4	0,72	0,74	0,72	0,75
0,69	0,3739	333	4,7	21,3	0,74	0,76	0,74	0,77
0,72	0,4071	363	4,32	23,3	0,78	0,80	0,77	0,80
0,74	0,4301	383	4,07	24,6	0,80	0,83	0,80	0,83
0,77	0,4657	415	3,77	26,5	0,83	0,86	0,83	0,86
0,80	0,5027	449	3,48	28,7	0,86	0,89	0,86	0,89
0,83	0,5411	482	3,24	30,8	0,89	0,92	0,89	0,92
0,86	0,5808	518	3,01	33,2	0,92	0,95	0,92	0,95
0,90	0,6362	567	2,75	36,4	0,96	0,99	0,96	0,99
0,93	0,6793	605	2,58	38,8	0,99	1,02	0,99	1,02
0,96	0,7238	645	2,42	41,3	1,02	1,05	1,02	1,05
1,00	0,7854	700	2,23	44,8	1,07	1,10	1,08	1,11
1,04	0,8495	756	2,07	48,3	1,12	1,15	1,12	1,15
1,08	0,9161	816	1,92	52,0	1,16	1,19	1,16	1,19
1,12	0,9852	878	1,78	56	1,20	1,23	1,20	1,23
1,16	1,0568	940	1,66	60,3	1,24	1,27	1,24	1,27
1,2	1,1309	1010	1,55	64,5	1,28	1,31	1,28	1,31

Номинальный диаметр по меди *мм*	Сечение *мм*²	Вес 100 *м* (без изоляции) *г*	Сопротивление 100 *м* *ом*	Длина на 1 *ом* *м*	Максимальный диаметр $d_{из}$ изолированного провода			
					ПЭЛ ПЭТ	ПЭЛУ	ПЭВ-1	ПЭВ-2
1,25	1,2271	1090	1,45	69,0	1,33	1,36	1,33	1,36
1,3	1,3273	1180	1,32	75,8	1,38	1,41	1,38	1,41
1,35	1,4314	1280	1,23	81,3	1,43	1,46	1,43	1,46
1,4	1,5394	1370	1,14	87,7	1,48	1,51	1,48	1,51
1,45	1,6513	1470	1,06	94,3	1,53	1,56	1,53	1,56
1,5	1,7672	1580	0,989	101	1,58	1,61	1,58	1,61
1,56	1,9113	1700	0,918	108,8	1,64	1,67	1,64	1,67
1,62	2,061	1835	0,853	117,3	1,71	1,74	1,70	1,73
1,68	2,2167	1975	0,792	126	1,77	1,80	1,76	1,79
1,74	2,3779	2119	0,738	135,4	1,83	1,86	1,82	1,85
1,81	2,5730	2290	0,683	146	1,90	1,93	1,90	1,93
1,88	2,7759	2470	0,632	158	1,97	2,00	1,97	2,00
1,95	2,9865	2660	0,585	171	2,04	2,07	2,04	2,07
2,02	3,2047	2860	0,548	182	2,12	2,15	2,11	2,14
2,10	4,4636	3080	0,503	199	2,20	2,23	2,20	2,23
2,26	4,0115	3560	0,438	228	2,36	2,39	2,36	2,39
2,44	4,6760	4160	0,376	266	2,54	2,57	2,54	2,57

Примечание: эмалированная проволока марки ПЭТ изготавливается иомниальным диаметром по медн 0,38 *мм* н более.

Таблица П.1.5

Номинальные размеры и толщина изоляции обмоточных проводов марки ПЭВП

Номинальные размеры по меди *мм*	Максимальная толщина эмаль-пленки (*A*—*a*) *мм*	Сечение меди *мм*²	Номинальные размеры по меди *мм*	Максимальная толщина эмаль-пленки *мм*	Сечение меди *мм*²
0,5 ×8,8	0,09	4,22	1,3 ×4,96	0,12	6,2
0,5 ×2,83	0,09	1,35	1,35×2,44	0,12	3,08
0,6 ×4,7	0,09	2,7	1,43×3,53	0,12	4,91
0,8 ×4,4	0,09	3,38	1,5 ×2,85	0,12	3,0
0,83×2,1	0,09	1,60	1,68×4,4	0,12	7,18
0,83×3,53	0,09	2,82	1,81×4,4	0,12	7,75
0,9 ×2,83	0,10	2,48	1,95×4,4	0,12	8,37
1,0 ×3,8	0,10	3,59	—	—	—
1,08×5,1	0,11	5,3	—	—	—
1,16×4,18	0,11	4,66	—	—	—
1,25×5,9	0,12	7,17	—	—	—

Таблица П. 1.6

Удельное сопротивление и удельная проводимость электротехнической меди при различных температурах обмоток

t	°C	20	40	60	80	90	95
ρ_t	*ом мм²/м*	0,0175	0,0189	0,0203	0,0217	0,0225	0,0228
$\frac{1}{\rho_t}$	*м/ом мм²*	57	52,15	49,1	46	44,5	43,8
t	°C	100	105	110	115	120	125
ρ_t	*ом мм²/м*	0,02315	0,02350	0,0239	0,02425	0,0246	0,0249
$\frac{1}{\rho_t}$	*м/ом мм²*	43,2	42,5	41,8	41,25	40,7	40,12
t	°C	130	135	140	145	150	155
ρ_t	*ом мм²/м*	0,0253	0,02565	0,0260	0,0263	0,0266	0,027
$\frac{1}{\rho_t}$	*м/ом мм²*	39,55	39	38,5	38	37,5	37

ПРИЛОЖЕНИЕ 2

ЭЛЕКТРОТЕХНИЧЕСКИЕ СТАЛИ

Марки стали

(ГОСТ 802—54)

Листовая электротехническая сталь по степени легирования ее кремнием, магнитным и электрическим свойствам подразделяется на следующие марки:

Э11, Э12;

Э21;

Э31, Э34, Э310, Э320, Э330, Э340, Э370;

Э41, Э42, Э43, Э44, Э45, Э46, Э47, Э48.

Буквы и цифры в марках электротехнической стали условно обозначают:

Э — электротехническая сталь;

первая цифра (1, 2, 3, 4) — степень легирования стали кремнием:

1 — слаболегированная сталь,

2 — среднелегированная сталь,

3 — повышеннолегированная сталь,

4 — высоколегированная сталь;

вторая цифра (1, 2, 3, 4, 5, 6, 7, 8) — гарантированные электромагнитные свойства стали:

1, 2, 3 — удельные потери при перемагничивании стали с частотой 50 *гц* и магнитная индукция в сильных полях;

4 — удельные потери при перемагничивании стали с частотой 400 *гц* и магнитная индукция в средних полях;

5, 6 — магнитная проницаемость в слабых полях (менее 0,01 *ампер-виток/см*);

7, 8 — магнитная проницаемость в средних полях (от 0,1 до 1 *ампер-виток/см*).

Обозначение марок стали

Э11 — слаболегированная сталь с нормальными удельными потерями при перемагничивании с частотой 50 *гц*.

Э12 — слаболегированная сталь с пониженными удельными потерями при перемагничивании с частотой 50 *гц*.

Э21 — среднелегированная сталь с нормальными удельными потерями при перемагничивании с частотой 50 *гц*.

Э31 — повышеннолегированная сталь с нормальными удельными потерями при перемагничивании с частотой 50 *гц*.

Э34 — повышеннолегированная сталь с нормальными удельными потерями при перемагничивании с частотой 400 *гц*.

Э310 — повышеннолегированная холоднокатаная текстурованная сталь с нормальными удельными потерями при перемагничивании с частотой 50 *гц* и нормальной проницаемостью в сильных полях.

Э320 — повышеннолегированная холоднокатаная текстурованная сталь с пониженными удельными потерями при перемагничивании с частотой 50 *гц* и повышенной проницаемостью в сильных полях.

Э330 — повышеннолегированная холоднокатаная текстурованная сталь с низкими удельными потерями при перемагничивании с частотой 50 *гц* и высокой приницаемостью в сильных полях.

Э340 — повышеннолегированная холоднокатаная текстурованная сталь с нормальными удельными потерями при перемагничивании с частотой 400 *гц*.

Э370 — повышеннолегированная холоднокатаная текстурованная сталь с нормальной магнитной проницаемостью в средних полях (от 0,1 до 10 *ав/см*).

Э41 — высоколегированная сталь с нормальными удельными потерями при перемагничивании с частотой 50 *гц*.

Э42 — высоколегированая сталь с пониженными удельными потерями при перемагничивании с частотой 50 *гц*.

Э43 — высоколегированная сталь с низкими удельными потерями при перемагничивании с частотой 50 *гц*.

Э44 — высоколегированная сталь с нормальными удельными потерями при перемагничивании с частотой 400 *гц*.

Э45 — высоколегированная сталь с нормальной магнитной проницаемостью в слабых полях (менее 0,01 *ав/см*).

Э46 — высоколегированная сталь с повышенной магнитной проницаемостью в слабых полях.

Э47 — высоколегированная сталь с нормальной магнитной проницаемостью в средних полях от 0,1 до 10 *ав/см*.

Э48 — высоколегированная сталь с повышенной магнитной проницаемостью в средних полях.

Таблица П. 2.1

Таблица перевода марок электротехнической тонколистовой стали

Марки стали по ГОСТ 802—41 и по ведомственным техническим условиям	Марки стали по ГОСТ 802—54	Марки стали по ГОСТ 802—41 и по ведомственным техническим условиям	Марки стали по ГОСТ 802—54
Э1	Э-11	Э4	Э41
Э1А	Э-11	Э4А	Э41
Э1АА	Э-12	Э4АА	Э42
Э1АБ	Э-12	ВП-1	Э45, Э47
Э1ААБ	Э-12	ВП-2	Э45, Э47
Э2	Э-21	ВП-3	Э46, Э48
Э2Б	Э-21	ВЧ-1	Э44
Сталь 1	Э-21	ВЧ-2	Э44
Э3	Э-31	Сталь 2 (0,2 *мм*)	Э44
Э3А	Э-31	ХВП	Э310
Сталь 2 (0,35, 0,42 и 0,50 *мм*)	Э-31	ХТ-18	Э320
		ХТ-18,5	Э330

Таблица П. 2.2

Марка стали	Номин. толщина *мм*	Магнитная индукция в *гс* при напряженности магнитного поля *ампер-виток/см*					Удельные потери *вт/кг*		
		B_{10}	B_{25}	B_{50}	B_{100}	B_{300}	$w_{10/50}$	$w_{15/50}$	$w_{17/50}$
		не менее					не более		
Э11	1,0	—	15000	16200	17500	19700	5,80	13,4	—
Э11	0,50	—	15000	16200	17500	19700	3,30	7,90	—
Э12	0,50	—	14900	16100	17400	19600	2,80	6,80	—
Э21	0,50	—	14800	15900	17300	19400	2,50	6,10	—
Э31	0,50	—	14600	15700	17000	19000	2,00	4,50	—
Э31	0,35	—	14600	15700	17000	19000	1,60	3,60	—
Э41	0,50	13000	14500	15600	16800	18800	1,60	3,60	—
Э42	0,50	12900	14400	15500	16700	18700	1,40	3,20	—
Э43	0,50	12800	14300	15400	16600	18700	1,25	2,90	—
Э41	0,35	13000	14500	15600	16800	18800	1,35	3,20	—
Э42	0,35	12900	14400	15500	16700	18700	1,20	2,80	—
Э43	0,35	12800	14300	15400	16600	18700	1,05	2,50	—

Продолжение

Марка стали	Номин. толщина мм	Магнитная индукция в гс при напряженности магнитного поля ампер-виток/см					Удельные потери вт/кг		
		B_{10}	B_{25}	B_{50}	B_{100}	B_{300}	$w_{10/50}$	$w_{15/50}$	$w_{17/50}$
		не менее					не более		
Э310	0,50	15700	17000	18000	19000	19800	1,25	2,80	3,80
Э320	0,50	16500	18000	18700	19200	20000	1,15	2,50	3,50
Э330	0,50	17000	18500	19000	19500	20000	1,05	2,30	3,20
Э310	0,35	15700	17000	18000	19000	19800	1,00	2,20	3,20
Э320	0,35	16500	18000	18700	19200	20000	0,90	1,90	2,90
Э330	0,35	17000	18500	19000	19500	20000	0,80	1,70	2,60

Таблица П. 2.3

Марка стали	Толщина листа мм	Удельные потери вт/кг		Магнитная индукция гс			Удельное электросопротивление ом·мм²/м
		$P_{7,5/400}$	$P_{10/400}$	B_5	B_{10}	B_{25}	
		не более		не менее			
Э34	0,35	13,0	23,0	11800	13000	14500	0,50
Э340	0,35	12,0	21,0	14600	15700	17000	0,47
Э340	0,20	7,0	12,0	14000	15500	16700	0,47
Э44	0,35	10,7	19,0	11800	12900	14300	0,57
Э44	0,20	7,20	12,5	11800	12800	14200	0,57
Э44	0,15	6,80	11,7	11600	12800	14100	0,57
Э44	0,10	6,00	10,5	11500	12700	14000	0,57

Таблица П. 2.4

Марка стали	Толщина мм	Магнитная индукция в гс при напряженности поля ав/см							Удельное электросопротивление ом·мм²/м не менее
		$B_{0,1}$	$B_{0,2}$	$B_{0,5}$	$B_{0,7}$	B_1	B_5	B_{10}	
		не менее							
Э370	0,35	1400	5000	9000	10400	11600	16000	17000	0,47
Э47	0,35	300	1000	3800	5300	6600	11800	12900	0,55
Э48	0,35	400	1400	4800	6200	7400	12000	12900	0,55

Продолжение

Марка стали	Толщина *мм*	Магнитная индукция в *гс* при напряженности поля *ав/см*							Удельное электросопротивление *ом·мм²/м* не менее
		$B_{0,1}$	$B_{0,2}$	$B_{0,5}$	$B_{0,7}$	B_1	B_5	B_{10}	
		не менее							
Э370	0,20	800	2000	6500	7500	8000	13500	16000	0,47
Э47	0,20	250	800	3800	5300	6600	11700	12800	0,55
Э48	0,20	350	1200	4700	6000	7300	11900	12800	0,55
Э47	0,15	230	650	3500	5100	6400	11700	12800	0,55
Э48	0,15	280	850	4500	5800	7000	11800	12800	0,55
Э47	0,10	230	650	3500	5100	6400	11700	12700	0,55
Э48	0,10	280	850	4500	5800	7000	11800	12700	0,55

Таблица П. 2. 5

Листовая электротехническая сталь марки Э21, ГОСТ 802—54
Кривая намагничивания (средняя по испытаниям нескольких образцов)

B *гс*	0	100	200	300	400	500	600	700	800	900	*B* *гс*
0	0	0,2	0,3	0,4	0,45	0,5	0,6	0,65	0,7	0,75	
1000	0,78	0,8	0,83	0,85	0,88	0,9	0,92	0,95	0,97	0,99	1000
2000	1,0	1,05	1,07	1,1	1,15	1,2	1,24	1,27	1,3	1,35	2000
3000	1,4	1,45	1,5	1,55	1,6	1,65	1,7	1,75	1,82	1,9	3000
4000	1,95	2,0	2,05	2,1	2,15	2,22	2,27	2,35	2,4	2,45	4000
5000	2,5	2,58	2,65	2,73	2,78	2,85	2,92	3,0	3,05	3,12	5000
6000	3,2	3,25	3,35	3,45	3,5	3,6	3,68	3,8	3,85	4,0	6000
7000	4,05	4,15	4,25	4,35	4,45	4,6	4,7	4,8	4,9	4,95	7000
8000	5,05	5,2	5,35	5,45	5,55	5,7	5,82	5,95	6,05	6,2	8000
9000	6,32	6,45	6,55	6,7	6,85	7,0	7,12	7,25	7,42	7,6	9000
10000	7,7	8,0	8,1	8,35	8,55	8,75	8,95	9,1	9,25	9,4	10000
11000	9,5	9,7	10,0	10,5	11,0	11,5	11,8	12,0	12,2	12,5	11000
12000	13	13,5	13,75	14,0	14,25	14,5	15,0	15,5	15,8	16,0	12000
13000	16,5	17,0	17,5	18	18,3	18,65	19,0	19,5	20,0	20,5	13000
14000	21,0	22,0	22,5	23	23,5	24	24,5	25	26	26,5	14000
15000	27	28	29	29,5	30,5	31	32	33	34,5	35,5	15000
16000	37	38,5	40	42	43,5	45	47,5	50	52,5	55	16000
17000	57	60,5	63,5	67,0	71	74,5	80	84	88	93	17000
18000	98	104,5	109	115	121	126,5	133	139	147	154	18000
19000	160	166	170	175	182	188	195	203	209	215	19000

Продолжение

B гс	0	100	200	300	400	500	600	700	800	900	*B* гс
20000	223	230	238	245	255	265	275	285	300	317	20000
21000	332	345	368	385	405	430	455	482	510	540	21000
22000	570	610	640	675	710	750	805	845	885	930	22000
23000	975										23000

Таблица П. 2. 6

Углеродистая сталь марок Э, ЭА (армко) ГОСТ 3836—47
Кривая намагничивания

B гс	0	100	200	300	400	500	600	700	800	900
0	0	0,08	0,17	0,23	0,3	0,34	0,38	0,43	0,48	0,51
1000	0,55	0,59	0,63	0,67	0,72	0,76	0,8	0,84	0,89	0,93
2000	0,97	1,01	1,05	1,08	1,12	1,14	1,17	1,20	1,23	1,26
3000	1,29	1,32	1,36	1,39	1,43	1,46	1,49	1,51	1,54	1,57
4000	1,6	1,63	1,66	1,68	1,71	1,73	1,76	1,78	1,81	1,84
5000	1,87	1,89	1,92	1,95	1,98	2,00	2,03	2,06	2,09	2,12
6000	2,15	2,18	2,22	2,26	2,30	2,34	2,39	2,44	2,49	2,55
7000	2,61	2,68	2,75	2,82	2,89	2,95	3,02	3,09	3,16	3,24
8000	3,32	3,40	3,48	3,55	3,63	3,71	3,79	3,87	3,95	4,03
9000	4,12	4,21	4,3	4,39	4,48	4,57	4,67	4,76	4,85	4,94
10000	5,03	5,11	5,2	5,29	5,38	5,46	5,55	5,64	5,73	5,82
11000	5,92	6,02	6,12	6,22	6,32	6,42	6,52	6,62	6,72	6,82
12000	6,92	7,02	7,12	7,22	7,32	7,42	7,52	7,61	7,7	7,8
13000	7,9	8,01	8,12	8,22	8,32	8,41	8,5	8,6	8,7	8,8
14000	8,9	9,0	9,1	2,21	9,32	9,42	9,52	9,62	9,73	9,84
15000	9,5	11	11,6	12,4	13,2	14,2	15,2	16,6	17,8	19,3
16000	20,9	22,5	24,2	26,4	28,8	31	34	37,0	39,8	42,6
17000	46	49	52	57	62	67	72	77	82	87
18000	92	98	105	111	118	125	132	138	145	152
19000	160	168	177	186	195	203	212	220	229	239
20000	250	260	270	281	292	303	314	326	338	351
21000	365	380	395	410	425	440	455	460	485	500

Таблица П. 2.7

Сталь для корпусов электрических машин (ст. 10)
Кривая намагничивания

B гс	0	100	200	300	400	500	600	700	800	900
0	0	0,3	0,5	0,7	0,85	1,0	1,05	1,15	1,2	1,25
1000	1,3	1,35	1,4	1,45	1,5	1,55	1,6	1,62	1,65	1,68
2000	1,7	1,75	1,77	1,8	1,82	1,85	1,88	1,9	1,92	1,95
3000	1,97	1,99	2,0	2,02	2,04	2,06	2,08	2,1	2,13	2,15
4000	2,18	2,2	2,22	2,28	2,3	2,35	2,37	2,4	2,45	2,48
5000	2,5	2,55	2,58	2,6	2,65	2,7	2,74	2,77	2,82	2,85
6000	2,9	2,95	3,0	3,05	3,08	3,12	3,18	3,22	3,25	3,35
7000	3,38	3,45	3,48	3,55	3,6	3,65	3,73	3,8	3,85	3,9
8000	4,0	4,05	4,13	4,2	4,27	4,35	4,42	4,5	4,58	4,65
9000	4,72	4,8	4,9	5,0	5,1	5,2	5,3	5,4	5,5	5,6
10000	5,7	5,8	5,9	6,0	6,1	6,2	6,3	6,45	6,6	6,7
11000	6,82	6,95	7,05	7,2	7,35	7,5	7,65	7,75	7,85	8,0
12000	8,1	8,25	8,42	8,55	8,7	8,85	9,0	9,2	9,35	9,55
13000	9,75	9,9	10,0	10,8	11,4	12,0	12,7	13,6	14,4	15,2
14000	16,0	16,6	17,6	18,4	19,2	20	21,2	22	23,2	24,2
15000	25,2	26,2	27,4	28,4	29,2	30,2	31,0	32,7	33,2	34,0
16000	35,2	36,0	37,2	38,4	39,4	40,4	41,4	42,8	44,2	46
17000	47,6	58	60	62	64	66	69	72	76	80
18000	83	85	90	93	97	100	103	108	110	114
19000	120	124	130	133	137	140	145	152	158	165
20000	170	177	183	188	194	200	205	212	220	225
21000	230	240	250	257	264	273	282	290	300	308
22000	320	328	338	350	362	370	382	392	405	415
23000	425	435	445	458	470	482	300	522	—	—

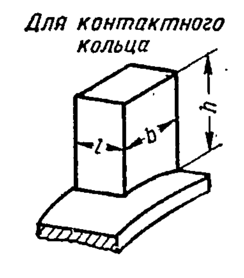
ПРИЛОЖЕНИЕ 3

Номинальные размеры щеток

Для коллектора



Для контактного кольца



Длина *l*—размер по направлению оси коллектора или контактного кольца

Ширина *b*—размер по направлению вращения коллектора или контактного кольца

Высота *h*—размер по направлению радиуса коллектора или контактного кольца

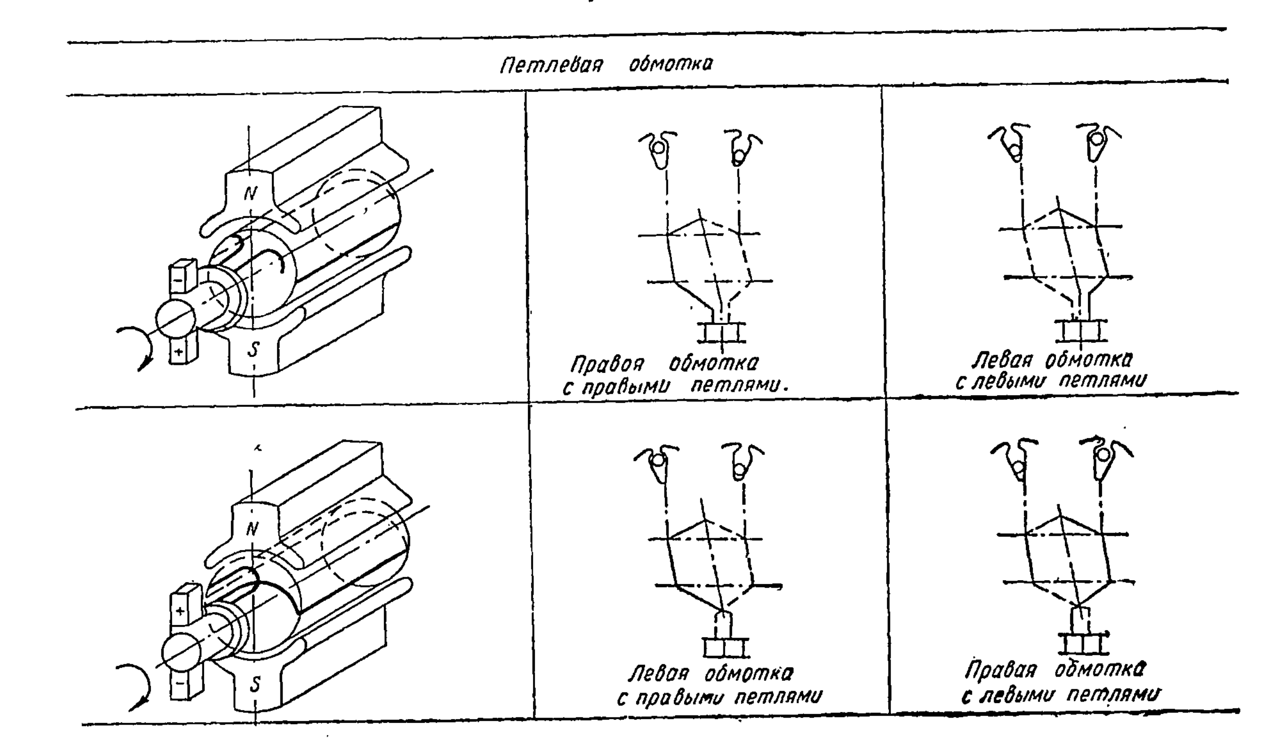
Таблица П3.1

b, *мм*	*l*, *мм*	*b*×*l*, *мм*²	*h*, *мм*: 12	15	20	25	32	35	40	50	60	70
4	4	16	12	15	—	—	—	—	—	—	—	—
	5	20	12	15	—	—	—	—	—	—	—	—
5	5	25	12	15	20	—	—	—	—	—	—	—
	6,5	32,5	12	15	—	—	—	—	—	—	—	—
	8	40	12	15	20	—	—	—	—	—	—	—
	12	60	12	—	—	—	—	—	—	—	—	—
	20	100	—	—	20	—	32	—	—	—	—	—
6,5	6,5	42,25	—	15	20	—	—	—	—	—	—	—
	8	52	12	15	20	25	—	35	—	—	—	—
	10	65	—	—	20	25	—	—	—	—	—	—
	12,5	81,25	—	—	20	25	—	—	—	—	—	—
	15	97,5	—	—	20	—	—	—	—	—	—	—
7	12,5	87,5	—	15	—	—	—	—	—	—	—	—
	14	98	12	—	—	—	—	—	—	—	—	—
8	8	84	—	—	20	—	32	—	—	—	—	—
	10	80	—	15	20	25	—	35	—	—	—	—
	12,5	100	—	—	20	25	32	—	—	50	—	—
	15	120	—	—	20	—	—	—	—	—	—	—
	16	128	—	—	—	25	32	35	—	—	—	—
	20	160	—	—	20	25	—	35	40	—	—	—
	25	200	—	—	20	25	—	35	—	50	—	—
9,2	20	184	—	—	—	25	—	—	—	—	—	—
10	10	100	—	15	20	25	—	35	40	—	—	—
	12,5	125	—	—	20	25	32	—	40	—	—	—
	16	160	—	15	20	25	32	—	—	50	—	—
	18	180	—	—	20	—	—	—	—	—	—	—
	20	200	—	—	20	25	32	35	40	50	—	—
	25	250	—	—	—	25	32	35	—	50	—	—
	32	320	—	—	—	25	32	—	—	50	—	—
	40	400	—	—	—	—	—	—	—	50	—	—
	60	600	—	—	—	—	—	—	—	60	—	—

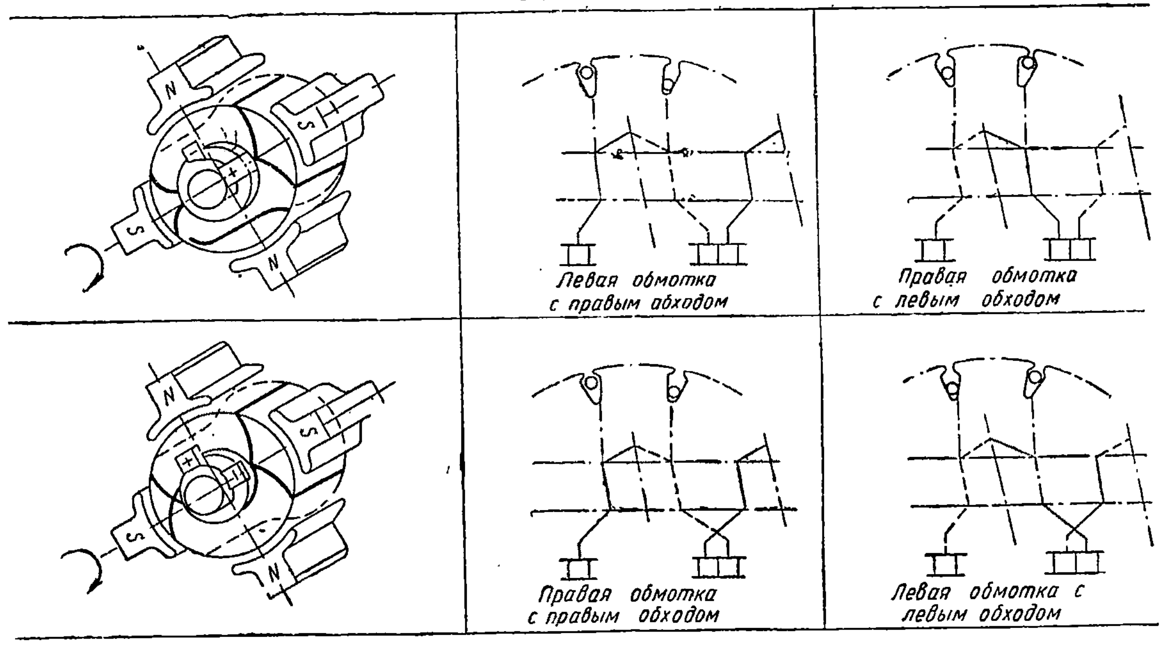
b	l	b×l, мм²	h, мм									
мм			12	15	20	25	32	35	40	50	60	70
12	32	384	—	—	—	25	—	—	—	—	—	—
12,5	12,5	156,25	—	—	—	—	32	—	—	—	—	—
	16	200	—	—	—	25	—	—	—	—	—	—
	20	250	—	—	—	25	32	35	40	—	—	—
	25	312,5	—	—	—	—	—	35	40	50	—	—
	30	375	—	—	—	—	—	35	—	—	—	—
	32	400	—	—	—	25	32	—	40	50	60	—
	40	500	—	—	—	—	—	—	—	—	60	—
	50	625	—	—	—	—	—	—	—	—	60	—
16	16	256	—	—	20	—	32	—	—	50	—	—
	20	320	—	—	—	25	—	—	—	50	—	—
	25	400	—	—	—	25	32	35	40	50	—	—
	30	480	—	—	—	—	—	35	—	—	—	—
	32	512	—	—	—	25	32	—	40	50	60	70
	40	640	—	—	—	—	—	—	40	50	60	—
	50	800	—	—	—	—	—	—	—	50	60	70
	60	960	—	—	—	—	—	—	—	50	60	70
20	20	400	—	—	—	—	32	—	—	50	—	—
	25	500	—	—	—	—	32	—	40	—	60	—
	30	600	—	—	—	—	—	35	—	—	—	—
	32	640	—	—	—	—	32	—	—	50	60	70
	40	1000	—	—	—	—	—	—	—	50	60	—
	60	1200	—	—	—	—	—	—	—	50	—	70
22	30	660	—	—	—	—	—	35	—	—	60	—
25	25	625	—	—	—	—	32	—	—	50	60	—
	30	750	—	—	—	—	—	35	—	—	—	—
	32	800	—	—	—	—	32	—	—	50	60	70
	40	1000	—	—	—	—	—	—	40	—	60	—
	50	1250	—	—	—	—	—	—	—	—	60	70
30	30	900	—	—	—	—	—	35	—	—	—	—
32	32	1024	—	—	—	25	32	—	—	—	60	—
	40	1280	—	—	—	—	—	—	—	—	60	—
35	35	1225	—	—	—	—	—	—	—	50	—	—

Таблица П3.2

Полярности щеток



Волновая обмотка



Примечания. 1. При определении полярности щеток направление вращения машины определяется направлением вращения якоря со стороны коллектора.

2. В данной таблице полярность щеток указана для правого вращения якоря (по часовой стрелке).

3. При изменении направления вращения якоря полярность щеток меняется на обратную.

4. В схемах обмоток пунктиром показываются секционные стороны, лежащие в основании пазов.

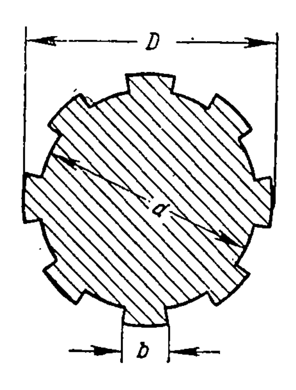
Таблица П 4.1

Конструкция и размеры свободных концов вала электродвигателей постоянного тока мощностью до 1000 *вт*, предназначенных для механизмов управления

Мощность электродвигателя в *вт*	Конец вала (размеры в *мм*)	
	цилиндрический	в виде лопатки
5÷20	d=5 l не менее 9	d=5 l=6 b=2 R=1
25÷75	d=6 l не менее 12	d=6 l=6,5 b=2 R=1
100÷150	d=6 l не менее 12	d=6 l=6,5 b=2 R=1
200÷1000	d=12 l не менее 24	d=12 l=12 b=4 R=2

Таблица П. 4. 2

Конструкция и размеры свободных концов вала электродвигателей мощностью выше 1000 *вт* (ГОСТ 1139—55)



Легкая серия		Средняя серия	
Число шлицев	$d \times D \times b$ *мм*	Число шлицев	$d \times D \times b$ *мм*
4	11×15×3	6	11×14×3
	14×18×6		13×16×3,5
	16×20×6		16×20×4
	18×22×8		18×20×5
	21×25×8		21×25×5
6	23×26×6		23×28×6
	26×30×6		26×30×6
	28×32×7		28×34×7
8	32×36×6	8	32×38×6
	36×40×7		36×42×7
	42×46×8		42×48×8
	46×50×9		46×54×9
	52×58×10		52×60×10
	56×62×10		56×65×10
	62×68×12		62×72×12
10	72×78×12	10	72×82×12
	82×88×12		82×92×12
	92×98×14		92×102×14
	102×108×16		102×112×16
	112×120×18		112×125×18

ЛИТЕРАТУРА

1. Алексеев А. Е. Конструкция электрических машин. Госэнергоиздат, 1949.
2. Бертинов А. И. Проектирование самолетных электрических машин. Выбор основных размеров, Оборонгиз, 1953.
3. Виноградов Н. В. Технология производства электрических машин. Госэнергоиздат, 1954.
4. Ермолин Н. П. Расчет маломощных коллекторных машин. Госэнергоиздат, 1955.
5. Костенко М. П. Электрические машины. Госэнергоиздат, 1944.
6. Кулебакин В. С., Морозовский В. Т., Синдеев И. М. Электроснабжение самолетов. Оборонгиз, 1956.
7. Красовский Б. Н. Вопросы прочности электрических машин. АН СССР, 1951.
8. Ларионов А. Н. (под ред.). Основы электрооборудования самолетов и автомашин. Госэнергоиздат, 1955.
9. Лившиц М. Электрические машины, т. III, Госэнергоиздат, 1936.
10. Петров Г. Н. Электрические машины, часть II. Госэнергоиздат, 1947.
11. Пиотровский Л. М. Электрические машины. Госэнергоиздат, 1949.
12. Постников И. М. Проектирование электрических машин. ДТВУ, 1952.
13. Сергеев П. С. (под ред.). Проектирование электрических машин. Госэнергоиздат, 1956.
14. Сергеев П. С. Электрические машины. Госэнергоиздат, 1955.

ОГЛАВЛЕНИЕ

Раздел 2

ОСНОВНЫЕ ЭЛЕМЕНТЫ КОНСТРУКЦИИ И МЕХАНИЧЕСКИЕ РАСЧЕТЫ

Раздел 3

ОХЛАЖДЕНИЕ И НАГРЕВ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ МАШИН

Раздел 4

ПРИМЕРЫ РАСЧЕТА АВИАЦИОННЫХ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ МАШИН ПОСТОЯННОГО ТОКА

Альберт Иосифович Бертинов
и
Галина Анатольевна Ризник

ПРОЕКТИРОВАНИЕ АВИАЦИОННЫХ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ МАШИН ПОСТОЯННОГО ТОКА

Издательский редактор *А. Г. Кузнецова* Техн. ред. *Н. А. Пухлико*

Г41675 Подписано в печать 12/V 1958 г. Учетно-изд. л. 23,
Формат бумаги $60 \times 92^1/_{16}$=13,25 бум. л.—26,5 печ. л.
Цена 9 руб. 75 к. Тираж 5600 экз. Зак. 695/83

Типография Оборонгиза